

ALMA MATER STUDIORUM



**UNIVERSITÀ DEGLI STUDI DI BOLOGNA
FACOLTÀ DI INGEGNERIA**

**DIPARTIMENTO DI INGEGNERIA DELLE STRUTTURE, DEI TRASPORTI, DELLE
ACQUE, DEL RILEVAMENTO, DEL TERRITORIO**

DOTTORATO DI RICERCA IN MECCANICA DELLE STRUTTURE

**L'ACCIAIO INOSSIDABILE AUSTENO FERRITICO
NEI PONTI A GRANDE LUCE**

TUTORE: CH.MO PROF. ING. LAMBERTO BRISEGHIELLA

COORDINATORE: CH.MO PROF. ING. ERASMO VIOLA

DOTTORANDO: DOTT. ING. EMANUELE MAIORANA, XIX CICLO

ANNO ACCADEMICO 2005/2006

ALMA MATER STUDIORUM



**UNIVERSITÀ DEGLI STUDI DI BOLOGNA
FACOLTÀ DI INGEGNERIA**

**DIPARTIMENTO DI INGEGNERIA DELLE STRUTTURE, DEI TRASPORTI, DELLE
ACQUE, DEL RILEVAMENTO, DEL TERRITORIO**

DOTTORATO DI RICERCA IN MECCANICA DELLE STRUTTURE

**L'ACCIAIO INOSSIDABILE AUSTENO FERRITICO
NEI PONTI A GRANDE LUCE**

SETTORE SCIENTIFICO DISCIPLINARE

ICAR/08

TUTORE: CH.MO PROF. ING. LAMBERTO BRISEGHELLA

COORDINATORE: CH.MO PROF. ING. ERASMO VIOLA

DOTTORANDO: DOTT. ING. EMANUELE MAIORANA, XIX CICLO

ANNO ACCADEMICO 2005/2006

Premessa

La presente dissertazione riporta la descrizione dell'attività di ricerca svolta dall'autore nell'ambito del progetto europeo multipartners "Bridgeplex" per lo studio dell'impiego degli acciai inossidabili austeno ferritici ai ponti a grande luce. Per inciso, gli inossidabili in base alla loro metallurgia si distinguono in ferritici, austenitici, martensitici e appunto austeno ferritici, chiamati anche, per la presenza caratteristica di tale doppia fase, duplex.

Il progetto è finanziato in parte con il contributo del programma di ricerca del fondo monetario di ricerca per il carbone e l'acciaio (FRAC), facente riferimento direttamente alla Commissione Europea. Lo scopo del FRAC è di sviluppare nuove tecnologie e migliorare i prodotti in acciaio in modo da renderli sempre più economici, puliti e sicuri con un costante aumento delle prestazioni di produzione, di idoneità all'uso, di soddisfazione di cliente, di prolungamento del tempo d'impiego, di facile recupero e di riciclaggio.

In particolare, il progetto descritto è direttamente relativo alle voci di prolungamento del tempo d'impiego, in particolare, migliorando la resistenza alla corrosione atmosferica di strutture d'acciaio quali i ponti a lastra ortotropa, riducendo così misure ambientali costose da adottarsi nella manutenzione e garantire quindi una migliore sicurezza strutturale già in fase di progettazione, in particolare riguardo agli stati di carico ciclico in esercizio che potrebbe portare a deterioramento e crollo per fatica.

Nel seguito saranno presentate, in prevalenza, in modo esteso le aree di competenza sviluppate dall'autore e più succintamente le fasi del progetto nelle quali il sottoscritto ha collaborato attivamente.

La prima parte della ricerca e delle attività in programma riguardano le indagini preliminari sulle attuali tipologie costruttive degli impalcati da ponte metallici, quindi la scelta di una tipologia e l'individuazione dei rispettivi elementi principali costitutivi. In questo punto sono definiti i provini esemplificativi dei dettagli saldati per le prove a fatica e sono recuperati i dati disponibili sullo stato dell'arte dell'acciaio inossidabile austeno ferritico.

La parte centrale della dissertazione ha come oggetto la lavorazione delle lamiere in officina e la saldatura dei pezzi quindi le problematiche inerenti il comportamento del materiale e le modalità di conduzione delle prove di saldatura

Dal punto di vista della ricerca la lavorazione in officina costituisce la parte centrale nella quale sono stati messi a punto e individuati i parametri caratteristici, raccolti i dati per la scrittura delle Procedure di Saldatura (WPS), creati i provini a piccola, media, e grande scala sia per le prove a fatica che per le prove di stabilità. La corretta esecuzione delle procedure con controlli sia interni all'officina sia in

laboratori di analisi chimica specializzati, porta alla creazione di provini il più possibile perfetti con un rigoroso rispetto della qualità e le tolleranze dimensionali al fine di ottenere al momento delle prove a fatica e di stabilità dei risultati credibili sulle potenzialità del materiale.

E' stata posta la massima attenzione a riprodurre le condizioni di lavoro usuali dei dettagli, in modo da garantire la riproducibilità dei provini e i risultati dei dati d'uscita ad esempio delle prove a fatica che costituiranno una prima serie d'informazioni per l'aggiornamento dell'Eurocodice relativamente agli acciai inossidabili.

Della parte relativa allo studio del comportamento a fatica dei provini esemplificativi dei dettagli saldati sono state seguite in prima persona le prove di due tipologie a piccola e a media scala. Si tratta del dettaglio saldato che simula la presenza dei pioli sulla piattabanda nei ponti a lastra ortotropa per il posizionamento delle "clampe" e nei ponti a struttura mista per l'ancoraggio e solidarizzazione della soletta e degli esemplari a scala reale che riproducono la giunzione testa a testa degli irrigidimenti trapezi con supporto e coppella di chiusura e giunzione con la lastra.

Altra parte a diretta partecipazione è stata la definizione dei modelli numerici per il confronto tra il progetto di un ponte in acciaio al carbonio e un analogo in acciaio inossidabile. In questa parte sono state definite le sezioni caratteristiche del modello, i carichi applicati e i parametri principali di dimensionamento della geometria della sezione.

Infine nella parte conclusiva dello studio, l'autore ha partecipato attivamente alle scelte riguardanti l'utilizzo dei dati raccolti sull'acciaio inossidabile per un confronto prestazionale rispetto all'acciaio al carbonio negli impalcati metallici particolarmente nei ponti a lastra ortotropa a grande luce. Il confronto coinvolge tutto l'iter produttivo dalla lamiera ai conci montati in cantiere per arrivare, considerando l'intero ciclo di vita dell'opera d'arte, al punto di equivalenza del costo dei due materiali oltre il quale l'acciaio inossidabile austeno ferritico diventa altamente competitivo per garantire prestazioni, sicurezza e durabilità di una struttura soggetta a cicli di fatica.

Le altre parti non di diretta responsabilità sono state seguite dall'autore in stretta collaborazione con i ricercatori degli altri enti coinvolti nel progetto, di seguito descritti. Si ringraziano quindi tutti i membri del progetto di ricerca per l'opportunità accordata al sottoscritto e per l'alta competenza generosamente messa a disposizione nei contatti quasi quotidiani nel triennio 2004-2007.

Sommario

Le infrastrutture civili sono alla base del nostro modo di vivere e le prove migliori per dimostrare quest'affermazione sono le antiche vie romane, ponti e sistemi d'acqua, ancora disponibili in Europa dopo 2000 anni di vita.

In tempi relativamente recenti, dopo parecchie centinaia degli anni, con il crescere delle possibilità industriali, i materiali da costruzione predominanti sono attualmente il calcestruzzo e l'acciaio (in Italia rispettivamente con il 70% e il 30% delle realizzazioni infrastrutturali). Le infrastrutture progettate e sviluppate con questi materiali tengono conto, nelle ipotesi di progetto, degli elevati standard qualitativi garantiti nelle fasi di produzione e lavorazione degli elementi prefabbricati o preassemblati.

Naturalmente, l'innovazione tecnologica propone anche un possibile svantaggio: nel caso dell'acciaio e del calcestruzzo esso è rappresentato dal tempo di vita ridotto, principalmente dovuto alla veloce corrosione dell'acciaio sopra tutto in condizioni atmosferiche non favorevoli.

Gli acciai inossidabili duplex, per la loro elevata resistenza intrinseca alla corrosione assicurata dalla loro composizione chimica (22Cr5Ni3Mo0.2N) e l'alto livello prestazionale delle proprietà meccaniche dovuta alla loro microstruttura austeno ferritica., possono offrire una soluzione valida ai problemi di durabilità. Le prime valutazioni del costo del ciclo di vita (LCC) sembrano inoltre prevedere un tempo di recupero ragionevole del loro oneroso costo iniziale e quindi prevedere un pareggio dei costi rispetto l'acciaio al carbonio a media durata.

In letteratura sono disponibili numerosi esempi dell'applicazione del duplex nell'industria chimica e navale per il trasporto di liquidi aggressivi ma vi sono poche significative realizzazioni nel settore edilizio, almeno in Europa e quelle poche fanno riferimento alla normativa per l'acciaio al carbonio declassando quindi le potenzialità del materiale.

Il progetto descritto ha l'obiettivo quindi di valutare la sicurezza, la funzionalità e l'attuabilità economica della costruzione di un ponte tipico a lastra ortotropa con ampia luce in acciaio duplex partendo dal ciclo industriale di produzione per arrivare a una valutazione adeguata del comportamento meccanico e ambientale dei componenti significativi durante la vita di esercizio. Si tratta di valutare se e dove esiste un punto d'equilibrio in termini di curva di costo di ciclo di vita fra un ponte in duplex e un ponte in acciaio al carbonio, essendo quest'ultimo da preservare durante il lungo tempo d'impiego tramite una manutenzione programmata molto costosa per garantire la sicurezza, l'affidabilità e durabilità dell'opera. L'obiettivo generale del progetto è quindi di verificare la possibilità tecnica ed economica della costruzione saldata di un ponte usando in particolare il grado dell'acciaio inossidabile duplex EN 1.4462 (22Cr5Ni3MoN), avendo un codice di categoria nominale di resistenza pari a quella dell'acciaio al carbonio S460 (ENV 1993-1-4).

Tra le varie strutture civili è oggetto dell'indagine il ponte perché, da un punto di vista tecnologico, esso si colloca superiormente alle prestazioni chieste e il tempo di vita è uno dei parametri più importanti quando i progettisti devono scegliere il materiale da costruzione.

Per quanto riguarda gli impalcati metallici, accade che mentre la costruzione dei ponti sta sviluppandosi dappertutto, la parte di acciaio è ridotta lentamente ma continuamente per la minore durabilità dell'acciaio rispetto ad altri materiali come il calcestruzzo. Un tempo d'impiego di oltre 100 anni è oggi l'obiettivo dei progetti di importanti infrastrutture nel mondo, quali i ponti metallici sospesi a grande luce ma d'altra parte l'investimento dei capitali iniziali e i costi di manutenzione previsti sono rilevanti per il ritorno sull'investimento. Inoltre, sia la sicurezza che l'affidabilità diventano di capitale importanza perché la chiusura provvisoria è enormemente costosa sia nella manutenzione e nella riparazione dirette che nell'interruzione di traffico.

Ad oggi, la resistenza alla corrosione degli acciai inossidabili duplex in ambiente industriale severo è ben nota; è quindi importante fornire alla collettività dei progettisti una quantità significativa di dati che dimostrino la capacità del duplex di soddisfare anche le condizioni più rigorose e un utilizzo completo delle possibilità prestazionali. Questo al fine di abbattere una barriera importante all'uso degli acciai duplex nei ponti ossia il relativo alto costo iniziale e una mancanza di dati sperimentali sia sulle loro caratteristiche meccaniche (specialmente resistenza a fatica e a stabilità) e sulle possibilità tecnologiche (tecnologie di saldatura...), proprietà da valutare rispetto all'ampia letteratura disponibile per gli acciai al carbonio tradizionali.

Secondo quanto riportato nella normativa europea attuale, gli acciai inossidabili duplex possono essere usati per la costruzione di una struttura, ma soltanto per quelle che non sono oggetto specifico di una parte dell'Eurocodice 3, infatti l'ENV 1993-1-4 estende la parte generale per il progetto di strutture in acciaio (ENV 1993-1-1) fino alcuni gradi dell'acciaio inossidabile.

Ai ponti è dedicata una parte specifica dell'Eurocodice 3 (ENV 1993-2) ma non è incluso alcun grado dell'acciaio inossidabile. Tra gli obiettivi della ricerca descritta vi è quindi quello di fornire delle indicazioni atte a costituire la base per un aggiornamento dell'Eurocodice sulle strutture in acciaio.

Gli enti componenti il gruppo di ricerca consistono in un produttore di acciaio (INDUSTEEL), un costruttore di ponti (OMBA Impianti & Engineering) e istituti di ricerca con grande esperienza nel campo dell'ingegneria civile, che hanno contribuito alla stesura dell'Eurocodice 3 (RWTH, Università di Liegi-ULg, Centro Sviluppo Materiali-CSM).

Nello specifico, le prove sperimentali sono iniziate in INDUSTRIEEL che appositamente all'interno del progetto ha effettuato delle prove chimiche e meccaniche per il miglioramento del comportamento del materiale variando in piccola percentuale gli elementi in lega. Il produttore, nel

corso della ricerca, ha effettuato prove di corrosione su provini sia esponendo gli stessi all'azione atmosferica in siti particolarmente aggressivi (sono stati indagati e selezionati tre differenti luoghi per le esposizioni all'aggressione atmosferica) sia prove di laboratorio come la Charpy V per la determinazione della resilienza alle basse temperature.

Tutte queste indagini hanno confermato la scelta, tra i vari austeno ferritici in commercio, dell'EN 1.4462 come grado adeguato per la produzione dei provini all'interno del progetto e quindi in generale per l'applicazione ai ponti. Sono state quindi messe a disposizione da parte di INDUSTRIAL 26 lamiera di acciaio inossidabile austeno ferritico per un quantitativo di materiale di 29 t con 4 differenti spessori.

Il Centro Sviluppo Materiali (CSM) e OMBA Impianti & Engineering hanno individuato varie tipologie di dettaglio saldato rappresentative del comportamento di uno o più particolari saldati presenti in un ponte a lastra ortotropa e con una estesa ricerca bibliografica hanno reperito la letteratura sugli acciai austeno ferritici, le tipologie di impalcato metallico più adottate nel mondo, i risultati di ricerche condotte sugli acciai al carbonio, in generale tutte le informazioni che potevano essere interessanti per le fasi successive del progetto. L'indagine di letteratura ha rivelato che sono disponibili pochi dati riguardo il comportamento della stabilità a taglio delle travi e riguardo la fatica sui particolari saldati tipici di ponte in acciaio inossidabile.

OMBA ha effettuato delle prove di saldatura per la costruzione dei componenti ottenendo, da quanto si è potuto constatare dalle analisi chimiche e metallografiche, una conseguente qualità molto buona delle saldature. Per la scelta dei materiali di consumo più vantaggiosi in termini di costo/beneficio si è fatto riferimento ai cataloghi del fornitore, ESAB.

I risultati sono garantiti da delle Procedure di Saldatura (WPS) appositamente definite per ogni tipologia di dettaglio saldato e delle prove specifiche condotte a monte per ricavare i parametri di saldatura. Alcuni problemi sono stati incontrati nella saldatura automatica delle viti prigioniere duplex di pioli Nelson sulla lamiera duplex.. Di conseguenza si è scelto di utilizzare viti prigioniere austenitiche su lamiera in duplex.

Le verifiche a fatica con carico ciclico ad ampiezza costante, sono effettuate con attrezzature predisposte appositamente e studiate in modo da riprodurre le condizioni di sollecitazione reali in base anche alle prove condotte al tempo per ricavare le curve di Whöler dei corrispondenti dettagli saldati in acciaio al carbonio. Tutti i componenti del progetto hanno contribuito alle prove di fatica con due o più tipologie di serie di esemplari.

Per quanto riguarda le indagini di stabilità, sono state eseguite dall'Università di Liegi (ULg) tre prove di stabilità a taglio su esemplari di travi con un carico applicato in mezzzeria in corrispondenza di due supporti centrali, oltre ai rinforzi trasversali presenti agli appoggi, per evidenziare le bande di taglio nei pannelli d'anima. La valutazione preliminare della resistenza al taglio degli esemplari è stata

effettuata e paragonata alle prove di stabilità a taglio relative a sperimentazioni effettuate in precedenza su travi in acciaio al carbonio e raccolte dal CSM.

Le analisi numeriche condotte tramite il metodo degli Elementi Finiti dall'Università di Aquisgrana (RWTH) hanno come oggetto gli esemplari a scala reale e simulano le prove sperimentali per prevedere i campi di tensione, per valutare il livello di carico dell'attrezzatura di prova, per esplorare l'effetto di alcuni cambiamenti di parametro e per permettere di prevedere il comportamento in servizio di alcuni elementi strutturali più complessi di quelli esaminati, componendo i dati ottenuti durante le prove sperimentali. Altri modelli simulano il comportamento a stabilità di travi, sviluppando una metodologia per rappresentare la non linearità materiale.

Infine sono state applicate le tecniche di LCC per studiare il costo di ripartizione reale di tutti gli elementi inerenti alle fasi di costruzione e di manutenzione, per arrivare a un punto finale d'equilibrio per un ponte di lunga vita realizzato con l'acciaio al carbonio e l'acciaio inossidabile austeno ferritico.

I risultati acquisiti permettono di avere molte informazioni innovatrici sia da un punto di vista pratico (ad esempio le specifiche di saldatura sia per le giunzioni in officina che in cantiere) che utile per l'aggiornamento dell'Eurocodice (resistenza a fatica e fatica con corrosione per i componenti saldati presenti specificamente nei ponti).

Per un confronto diretto tra l'acciaio inossidabile duplex e l'acciaio al carbonio tradizionale è scelto il viadotto Verrand costruito da OMBA, si tratta di un ponte a doppia travata a lastra ortotropa. Come conseguenza di una descrizione delle tipologie di ponte più significative, la travata a cassone continua è identificata come la più interessante per gli obiettivi di questo progetto perché contiene tutti i particolari critici del ponte saldato generale insieme a quelli tipici del ponte a lastra ortotropa.

Abstract

The civil infrastructures are at the base of our way of living and the best tests to show this affirmation they are the ancient Roman streets, bridges and systems of water, still available in Europe after 2000 years of life.

In recent times relatively, after quite a lot hundred the years, with the growth of the industrial possibilities, the predominant construction materials are currently the concrete and the steel (in Italy respectively with 70% and the 30% of the infrastructural realizations). The projected infrastructures develop with these materials, in the hypotheses of project, of the elevated guaranteed qualitative standards in the phases of production and workmanship of the prefabricated elements or preassembled.

Naturally, the technological innovation proposes also a possible disadvantage: in the case of the steel and the concrete the disadvantage has been being represented for the time of life reduced, due mainly to the fast corrosion of the steel above all under favorable atmospheric conditions.

The stainless steels duplex, for their elevated intrinsic resistance to the corrosion assured by their chemical composition (22Cr5Ni3Mo0.2N) and the high-level of the mechanical ownerships owed their austeno ferritic microstructure can offer a valid solution to the problems of durability. The first evaluations of the cost of the cycle of life (LCC) seems besides to foresee once of reasonable recovery of their onerous initial cost and therefore to foresee a balance of the costs respect the steel to the carbon to average duration.

In bibliographic references are available numerous examples of the application of the duplex in the chemical and naval industry for the transport of aggressive liquids but there are few meaningful realizations in the building sector, at least in Europe and those little they make reference to the normative one for the steel to the carbon declassing therefore the potentialities of the material.

The described project has the objective therefore to appraise the safety, the functionality and the economic feasibility of the construction of a typical duplex long span orthotropic deck bridge departing from the industrial cycle of production to reach an evaluation suitable of the mechanical and environmental behavior of the meaningful components during the life of exercise. It deals with appraising if and where a point of equilibrium exists in terms of curve of life cycle cost among a bridge in duplex and a bridge in steel to the carbon, being this last to preserve during the long time of employment through a maintenance programmed very expensive to guarantee the safety, the reliability and durability of the work. The general objective of the project is therefore to verify the technical and economical possibility of construction settled of the bridge using particularly the degree of the stainless steel of the duplex of the EN 1.4462 (22Cr5Ni3MoN), having a code of nominal category of resistance S460 (ENV 1993-1-4).

Among the various civil structures it is object of the investigation the bridge because, from a technological point of view, it superiorly places to the asked performances and the time of life it is one of the most important parameters when the planners have to choose the construction material.

As it regards the metallic bridges, it happens that while the construction of the bridges is developing everywhere, the steel part is slowly reduced but continually for the smaller durability of the steel in comparison to other materials as the concrete. Once of employment of over 100 years it is the objective of the projects of important infrastructures in the world today, what the metallic bridges suspended to great light but on the other hand the investment of the initial capitals and the anticipated costs of maintenance are remarkable for the return on the investment. Besides, both the safety that the reliability they become of capital importance because the provisional closing is enormously expensive is in the maintenance and in the reparation directed that in the interruption of traffic.

Today, the resistance to the corrosion of the stainless steels duplex in severe industrial environment is well known, it is therefore important to furnish a meaningful quantity of data that shows the ability of the duplex to also satisfy the most rigorous conditions and a complete use of the properties to the collectivity of the designers. This with the purpose to demolish an important barrier to the use of the steels duplex in the bridges or rather the relative tall initial cost and a lack of experimental data is on their mechanical characteristics (especially resistance to work and stability) and on the technological possibilities (technologies of welding...), ownership to be appraised in comparison to the ample available literature for the steels to the carbon traditional.

According to what brought in the normative actual European, the stainless steels duplex can be used for the construction of a structure, but only for those that are not specific object of a part of the Eurocode 3 in fact the ENV 1993-1-4 it extends the general part for the project of steel structures (ENV 1993-1-1) until some degrees of the stainless steel.

A specific part of the Eurocode 3 is devoted to the bridges (ENV 1993-2) but some degree of the stainless steel is not included. Among the objectives of the search described there is therefore that to furnish some fit indications to constitute the base for an updating of the Eurocode on the structures in steel.

The group of research consists in a steel producer (INDUSTEEL), a bridges builder (OMBA Impianti & Engineering) and institutes of research with great experience in the field of the civil engineering, that have contributed to the layout of the Eurocode 3 (RWTH, ULg, CSM).

In the specific one, the experimental tests are initiated in INDUSTRIEEL that on purpose inside the project has effected some chemical tests and mechanics for the improvement of the behavior of the material varying in small percentage the elements in league. The producer, during the search, has

effected tests of corrosion on test-tubes both exposing the same to the atmospheric action in particularly aggressive sites (three different places for the exposures to the atmospheric aggression have been investigated and selected) both tests of laboratory like the Charpy V for the determination of the resiliency to the low temperatures.

All these investigations have confirmed the choice, among the various duplexes in commerce, the EN 1.4462 as suitable degree for the production of the test-tubes inside the project and therefore in general for the application to the bridges. They have been therefore made from INDUSTEEL 26 plates of stainless steel austeno ferritico available for a quantity of material of 29 t with 4 different thickness.

The Development Center of Materials (CSM) and OMBA Impianti & Engineering has individualized various typologies of detail settled representative some behavior of one or more details settled present in a orthotropic deck bridge and with a wide bibliographical search has retrieved the literature on the austeno ferritic steels, the typologies of metallic bridges more adopted in the world, the results of searches conducted on the steels to the carbon, in general all the information that could be interesting for the following phases of the project. The investigation of literature has revealed that few data are available respect the behavior of the stability to cut of the beams and respect the work on the settled details typical of bridge in stainless steel.

OMBA has effected some tests of welding for the construction of the components getting, from how much is been able to ascertain from the chemical analyses and metallographic, a consequent quality of the welding. For the choice of the more advantageous materials of consumption in terms of cost/benefits is made reference to the catalogs of the supplier, ESAB.

The results are guaranteed from of the Welding Procedures Standard (WPS) defined on purpose for every typology of settled detail and the tests specific behaviors to draw the parameters of welding. Some problems have been met in the automatic welding of the imprisoned duplex Nelson studs on the duplex plate. Accordingly it is chosen to use imprisoned austenitic stud e on duplex plate.

The verifications with constant amplex cyclical load are effected with equipments on purpose predisposed and study so that to also reproduce the real conditions of sollicitation in base to the tests conducted to the time to draw the curves of Whöler of the correspondents details settled in carbon steel. All the components of the project have contributed to the tests of work with two or more typologies of series of samples.

As it regards the investigations of stability, three tests of stability have been performed by the university of Liegi (ULg) on exemplary of beams with a load applied in the middle in correspondence of two central supports, besides the present transversal reinforcements to support him, to underline the shear effect in the webs panels. The preliminary evaluation of the resistance to the shear of the samples has been effected and compared to the tests of stability to shear related to experimentations effected in precedence on carbon steel by the CSM.

The numerical analyses behaviors through the method of the Finite Elements by the University of Aachen (RWTH) have as object the samples at real scale and they simulate the experimental tests to foresee the fields of tension, to appraise the level of load of the equipment of test, to explore the effect of some changes of parameter and to allow to foresee the behavior in service of some structural elements more complexes of the examined ones, composing the data gotten during the experimental tests. Other models simulate the stability behavior of beams, developing a methodology to represent the material nonlinearity.

The techniques of LCC are finally been applied for studying the cost of real division of all the inherent elements to the phases of construction and maintenance to reach an end point of equilibrium for a bridge of long life realized with the to the carbon steel and the stainless austeno ferritic steel.

The acquired results allow to have a lot of innovating information is from a practical point of view (for instance the specifications of welding both for the junctions in shop and in the yard) that profit for the updating of the Eurocode (resistance to work and work with corrosion for the components specifically settled present in the bridges).

For a direct comparison among the austeno ferritic stainless steel and the traditional carbon steel it is select the viaduct Verrand built by OMBA, it deals with a orthotropic deck bridge with double plate girders. As a result of a description of the more meaningful typologies of bridge, the case of continuous girder as the most interesting is identified for the objectives of this project because it contains all the critical details of the bridge settled general together with those typical of the orthotropic deck bridge.

Indice

1.PONTI METALLICI.....	1
1.1.INTRODUZIONE.....	1
1.2.ABSTRACT.....	2
1.3.IDENTIFICAZIONE DELLE TIPOLOGIE DI PONTI.....	3
1.3.1.Ponti stradali.....	3
1.3.2.Ponti ferroviari.....	5
1.4.PONTI A GRANDE LUCE.....	6
1.5.GRADI DI ACCIAIO UTILIZZATO.....	7
1.6.PASSERELLE PEDONALI.....	9
1.7.SCELTA DEL PONTE.....	9
1.8.ELEMENTI PRINCIPALI DI UN PONTE.....	13
1.8.1.Sezione.....	14
1.8.2.Rinforzi trasversali e longitudinali.....	15
1.8.3.Diaframmi.....	15
1.9.IDENTIFICAZIONE CRITICA DEI DETTAGLI.....	16
1.10.IMPOSTAZIONE DELLE PROVE A FATICA.....	23
1.10.1.Collegamento dell'irrigidimento trapezio alla lastra.....	23
1.10.2.Giunzione del traverso all'irrigidimento trapezio: comportamento fuori dal piano.....	27
1.10.3.Saldatura di testa degli irrigidimenti trapezi con piattino di appoggio.....	28
1.11.IMPOSTAZIONE DELLE PROVE DI STABILITÀ A TAGLIO.....	34
2.PROPRIETÀ MECCANICHE E DURABILITÀ.....	39
2.1.INTRODUZIONE.....	39
2.2.ABSTRACT.....	40
2.3.CRONOLOGIA.....	41
2.4.METALLURGIA.....	43
2.5.CARATTERISTICHE MECCANICHE.....	47
2.5.1.Diagramma della tensione rispetto la deformazione.....	47
2.5.2.Trazione.....	49
2.5.3.Durezza.....	51
2.5.4.Resilienza.....	54
2.6.DURABILITÀ.....	58

3.STABILITÀ	66
3.1.INTRODUZIONE	66
3.2.ABSTRACT	68
3.3.STABILITÀ DELL'EQUILIBRIO ELASTICO	70
3.4.RESISTENZA A SNERVAMENTO	70
4.SALDATURA.....	77
4.1.INTRODUZIONE	77
4.2.ABSTRACT	78
4.3.MANUTENZIONE DELLE LAMIERE E IMMAGAZZINAMENTO.....	79
4.4.SALDABILITÀ, SALDATURA E CONTROLLO	80
4.5.CARATTERISTICHE DEI GIUNTI SALDATI.....	82
4.6.PROCEDIMENTI DI SALDATURA.....	87
4.7.SELEZIONE DEL MATERIALE DI CONSUMO.....	88
4.8.CONTROLLI DI LABORATORIO	91
4.9.ELABORAZIONE DELLE TAVOLE DI OFFICINA E PREPARAZIONE PROVINI.....	96
5.FATICA.....	104
5.1.INTRODUZIONE	104
5.2.ABSTRACT	106
5.3.INDAGINI PRELIMINARI	108
5.4.ESTREMITÀ D'IRRIDITORI LONGITUDINALI	110
5.5.GIUNTI ASSIALI TRASVERSALI IN PLASTRE O PLATTI	112
5.6.ATTACCHI TRASVERSALI.....	115
5.7. COLLEGAMENTO DELLA LASTRA ALL'IRRIDIMENTO TRAPEZIO	117
5.8.SALDATURA DI TESTA TRASVERSALE CON PLATTINO POSTERIORE	120
5.9.CONNETTORI SALDATI A TAGLIO SUL MATERIALE BASE.....	122
5.10.NERVATURA LONGITUDINALE CONTINUA CON APERTURA ADDIZIONALE	124
5.11.SALDATURA DI TESTA A COMPLETA PENETRAZIONE CON PLATTINO	127
5.12.PROVINO TIPO TP.....	131
5.13.FATICA CON CORROSIONE.....	133
6.ANALISI NUMERICA.....	136
6.1.INTRODUZIONE	136

6.2.ABSTRACT	136
6.3.MODELLO COSTITUTIVO	137
6.4.GIUNZIONE DELL'IRRIDIMENTO TRAPEZIO ALLA LASTRA	139
6.5.GIUNZIONE DEL TRAVERSO ALL'IRRIDIMENTO	143
6.6.ELEMENTO DI LASTRA ORTOTROPA	145
7.ANALISI DEL COSTO DEL CICLO DI VITA. CONCLUSIONI	148
7.1.INTRODUZIONE	148
7.2.ABSTRACT	149
7.3.CARICHI MOBILI	150
7.4.METODO DEL DANNO CUMULATIVO	151
7.5.ANALISI TECNICO-ECONOMICA	157
RIFERIMENTI BIBLIOGRAFICI	165
PUBBLICAZIONI PRODOTTE NEL TRIENNIO	172

1.PONTI METALLICI

1.1.INTRODUZIONE

Per giungere all'identificazione del tipo di ponte oggetto delle analisi comparative di costo/beneficio tra l'acciaio inossidabile e l'acciaio al carbonio è stata condotta un'estesa rassegna delle tipologie d'impalcato metallici attualmente più realizzati. Lo studio si è quindi concentrato su un viadotto reale, il viadotto Verrand, un ponte metallico a lastra ortotropa con travata continua a cassone su più appoggi e campate a grande luce. Il viadotto è descritto negli elementi principali che lo compongono al fine di selezionare i dettagli saldati più incisivi nel dimensionamento. Per quanto riguarda la fase progettuale di un impalcato metallico, la verifica a fatica delle varie giunzioni saldate che vi sono tipicamente presenti condiziona notevolmente gli spessori degli elementi al pari se non più che la resistenza a trazione o a compressione (stabilità) delle membrature (in dipendenza dalla lunghezza delle luci e dal rapporto carichi accidentali rispetto pesi propri e permanenti).

Nel caso in cui siano predominanti i carichi ciclici sul dimensionamento complessivo del ponte, ad esempio, risulta non di particolare beneficio l'impiego degli acciai ad alta resistenza oltre l'S355 perché, essendo i medesimi i limiti dei campi di tensione sia per questo grado di acciaio al carbonio che per i gradi superiori, pur crescendo la distanza tra resistenza massima e limiti a fatica per ogni categoria di dettaglio, il materiale non è sfruttato per le reali potenzialità meccaniche.

La fase iniziale della ricerca ha riguardato l'individuazione delle categorie di dettaglio riproducenti le tipologie di saldatura presenti in un ponte a lastra ortotropa che, per la sua generalità, contiene tutti i dettagli che si possono trovare anche in un ponte a sistema misto acciaio con calcestruzzo. I dettagli, scelti con una graduatoria d'importanza, sono stati progettati a livello di spessori per comENDere la casistica più generale possibile. La raccolta dei dati sperimentali di bibliografia su prove a fatica sia a scala ridotta sia a scala reale già eseguite per strutture simili in acciaio al carbonio, ha permesso di acquisire informazioni anche sulle modalità di conduzione delle prove, sulle problematiche riscontrate e i criteri di valutazione adottati in modo da poter riprodurre nelle fasi successive della ricerca dei provini in duplex delle stesse dimensioni e testarli con le medesime configurazioni di carico così da condurre una corretta comparazione dei dati nel digramma $\Delta\sigma$ con N.

1.2.ABSTRACT

To reach the identification of the type of bridge object of the comparative analyses cost/benefits between stainless steel and carbon steel to the wide review of the typologies of metallic bridges has been conducted more currently realized. The study is focused therefore on a real viaduct, the viaduct Verrand, a metallic orthotropic deck bridge with continuous girder on more supports and great light spans. The viaduct is described in the principal elements that compose it with the purpose to select the details settled more incisive in the sizing. As it regards the design phase of a metallic bridge, the verification to work of the various junctions settled that are typically present it conditions notably the thickness of the elements to the peer if not more than the traction resistance or to compression (stability) of the structures (in dependence from the length of the lights and from the relationship between the accidental load respect the self weigh and permanent load).

In the case in which the cyclical loads are predominant on the general sizing of the bridge, it results for instance not of particular benefit the employment of the high resistance steels over the S355, because, being the same ones the limits of the fields of tension both for this steel degree to the carbon and for the superior degrees, also growing the distance between maximum resistance and limits to work for every category of detail, the material is not exploited for the real mechanical potentialities.

The initial phase of the research has concerned the individualization of the detail categories reproducing the actual typologies of welding in a orthotropic deck plate bridge that, for its generality, it contains all the details that can also be found in a steel-concrete mixed system bridge. The details, select with a classification of importance, have been projected to level of thickness to be more general as possible. The harvest experimental data collection of bibliography on tests both to reduce scale as real scale already performed for similar structures in carbon has allowed to acquire information on the formalities of management of the tests, on the found problem list and the criterions of evaluation adopted so that to be able to reproduce in the following phases of the research of the test in duplex of the same dimensions and to make a will them with the same configurations of load so that to conduct a correct comparison of the data in the graph $\Delta\sigma$ -N.

1.3. IDENTIFICAZIONE DELLE TIPOLOGIE DI PONTI

Una primissima distinzione fra le tipologie di ponti è fra i ponti stradali e i ponti ferroviari, distinzione dovuta non solo agli stati di carico affatto differenti e le sollecitazioni cui il ponte è soggetto ma anche alle caratteristiche, molto differenti. All'interno di dette famiglie di ponti vi sono le varie tipologie costruttive individuate dalla lunghezza massima di campata raggiungibile, dal punto di vista della realizzabilità ed economicità. La funzione economica, qui e nel seguito della trattazione, si riferisce non solo alla costruzione ma anche al costo completo della struttura per la gestione durante l'intero tempo di servizio.

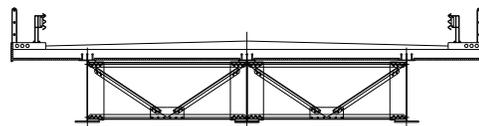
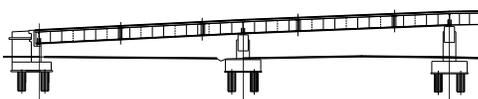
Gli schemi proposti non sono solo quelli possibili e i limiti della convenienza non devono essere considerati assoluti. Le necessità specifiche di costruzione, delle dimensioni e dei problemi geometrici a disposizione, possono portare a schemi costruttivi particolari anche a un bilancio costo rispetto benefici qui proposto.

Considerando le eccezioni possibili, una descrizione sistematica delle tipologie di costruzione è proposta di seguito.

1.3.1. Ponti stradali

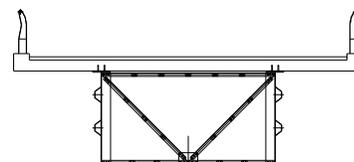
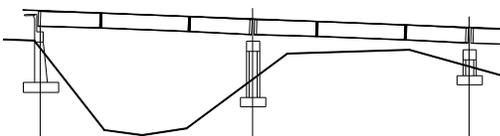
Luce da 10 m a 50 m

Ponte a via superiore a sistema misto acciaio con calcestruzzo, con travi a T (due o più). Lo schema statico longitudinale principale è a trave continua. Per quanto riguarda la ripartizione trasversale dei carichi mobili, lo schema di calcolo è basato sul graticcio di travi risolvibile con il metodo di Courbon.



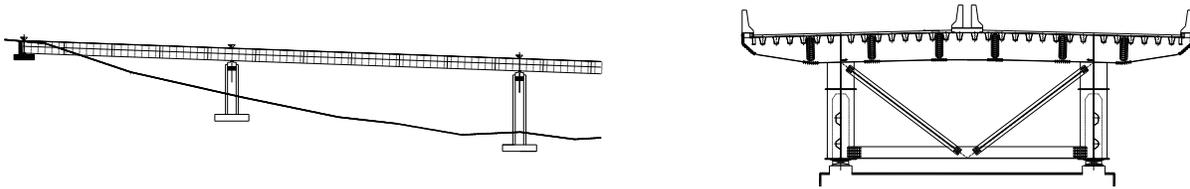
Luce da 30 m a 150 m

Ponte a via superiore a sistema misto acciaio con calcestruzzo, con travi a doppio T, solitamente a due luci. Lo schema statico longitudinale principale è a trave continua. Per quanto riguarda la ripartizione trasversale dei carichi mobili, lo schema di calcolo è basato su una trave equivalente alla sezione del cassone, torsionalmente rigida (teoria di Bredt).



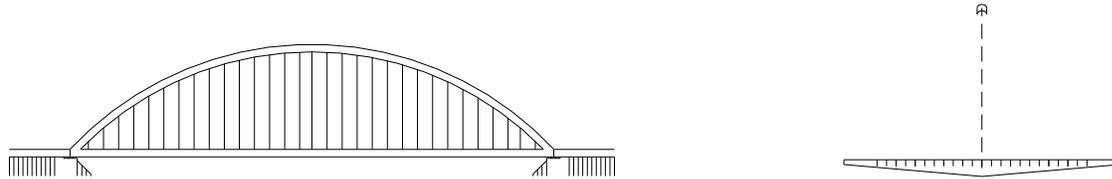
Luce da 70 m a 200 m

Ponte a via superiore completamente in acciaio, impalcato a lastra ortotropa, solitamente a due travate. Lo schema statico longitudinale principale è a trave continua. Per quanto riguarda la ripartizione trasversale dei carichi mobili, lo schema statico è basato su una trave equivalente alla sezione del cassone, torsionalmente rigida (teoria di Bredt).



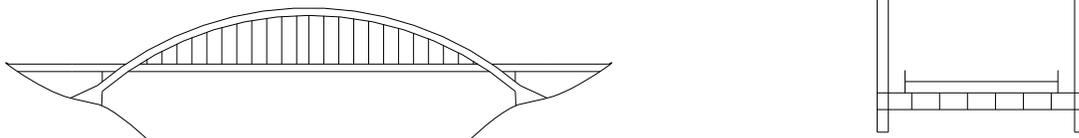
Luce da 70 m a 300 m

Ponte a via inferiore a unica luce, continuo con una struttura ad arco e porta il carico all'estremità.



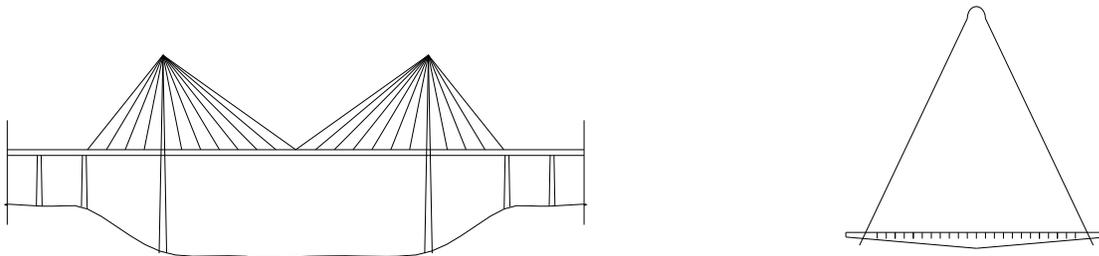
Luce da 100 m a 300 m

Tipologia analoga alla precedente ma a mezza via.



Luce da 100 m a 800 m

Ponte strallato con una o due piloni porta cavo.



Luce oltre 500 m

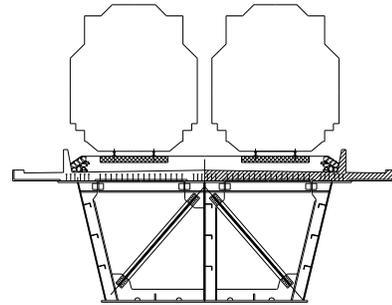
Ponte sospeso.



1.3.2. Ponti ferroviari

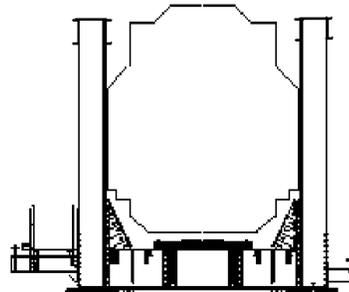
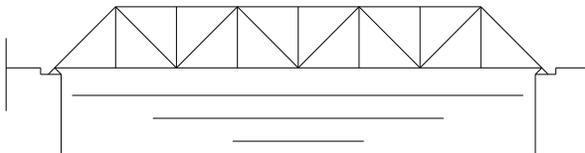
Luce da 30 m a 80 m

Ponte a via superiore a sistema misto acciaio con calcestruzzo; le travi principali sono solitamente assimilabili a un cassone, chiuso nella parte superiore da una lastra di cemento armato. Lo schema statico è sempre di trave in semplice appoggio.



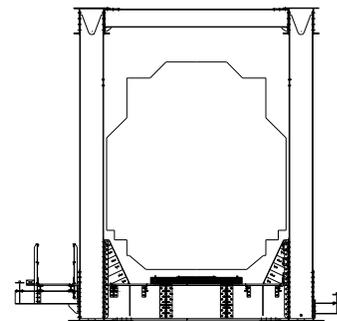
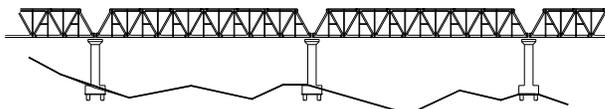
Luce da 30 m a 50 m

Ponte a via inferiore con trave reticolare aperta; lo schema statico è sempre di trave in semplice appoggio.



Luce da 50 m a 150 m

Ponte a via inferiore con trave reticolare chiusa superiormente; lo schema statico è sempre di trave in semplice appoggio.



1.4. PONTI A GRANDE LUCE

In questi ultimi decenni la sfida dei ponti a grande luce riguarda i ponti sospesi. La lunghezza della campata principale si sta avvicinando ai 2 km, pari a circa due volte la luce raggiungibile con altre tipologie. In Tabella 1 sono riportati i primi dieci ponti più lunghi nel mondo, mentre in Figura 1 sono riportate le immagini dei primi due ponti più lunghi eretti fino ad oggi.

Tabella 1. I primi dieci ponti a grande luce nel mondo

n.	Nome	Luce	Luogo	Anno costruzione
1	Akashi-Kaikyo	1991 m	Kobe-Naruto, Japan	1997
2	Great Belt East	1624 m	Korsør, Denmark	1998
3	Humber	1410 m	Kingston-upon-Hull, UK	1981
4	Jiangyin	1385 m	Jiangsu, China	1999
5	Tsing Ma	1377 m	Hong Kong, China	1997
6	Verrazano-Narrows	1298 m	New York, NY, USA	1964
7	Golden Gate	1280 m	San Francisco, CA, USA	1937
8	Höga Kusten	1210 m	Kramfors, Sweden	1997
9	Mackinac	1158 m	Mackinaw City, MI, USA	1957
10	Minami Bisan-seto	1100 m	Kojima-Sakaide, Japan	1988



Figura 1. Akashi Kaikyo e Storebaelt East

I ponti sospesi più lunghi al mondo con una lunghezza della campata centrale di 1991 m l'Akashi Kaikyo e 1624 m lo Storebaelt, completati nella costruzione a circa una distanza anno l'uno dall'altro, sono i rappresentanti di due tipologie costruttive differenti: il primo ponte presenta una sezione reticolare del cassone di dimensioni notevoli, $b = 14$ m e $b = 35.5$ m, mentre il secondo presenta una sezione a lastra irrigidita delle dimensioni $b = 4$ m e $b = 31$ m (Figura 2).

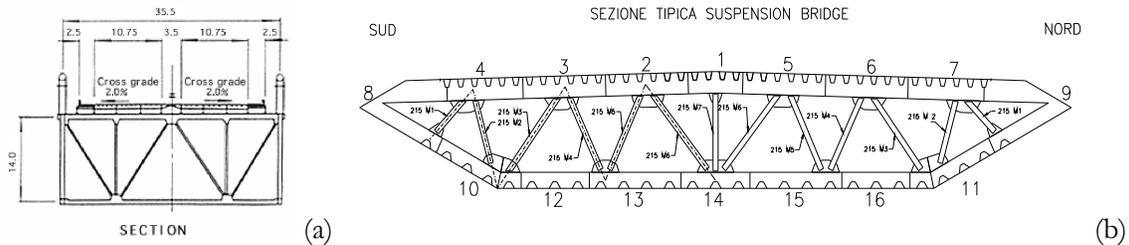


Figura 2. Sezioni: (a) Akashi Kaikyo, (b) Storebaelt East

È evidente che questi due ponti, per la sezione trasversale che presentano, hanno due concetti di progetto molto differenti dovuto ai rinforzi a flessione e a torsione differenti e, conseguentemente, riguardo alla risposta all'azione del vento.

È importante notare che con una tecnica costruttiva simile (sezione a cassone con lastra irrigidita), sono realizzati ponti anche con una luce più modesta, a media ampiezza (oltre i 100 m).

1.5. GRADI DI ACCIAIO UTILIZZATO

Riguardo all'acciaio usato per realizzare un ponte, è da affermare che esistono dimensioni minime e spessori relativi da assegnare alle sezioni della lastra, condizionate dalla stabilità, dai problemi aerodinamici e dalla tensione massima relativa al numero di cicli a fatica dei particolari saldati, così che, solitamente, non è possibile impiegare convenientemente gli acciai ad alta resistenza ($f_y \geq 355$ N/mm²).

Le curve di Wöhler che forniscono i valori dei campi di $\Delta\sigma$ sono funzione del numero di cicli N , perché i particolari saldati non variano con la resistenza dell'acciaio; così, il $\Delta\sigma$ non cambia per un acciaio ad alto limite di elasticità, rispetto al tipo corrispondente di acciaio S355 al carbonio.

I cassoni del ponte sono generalmente realizzati nel grado d'acciaio S355J2G3, tranne gli elementi secondari speciali e zone localizzate; inoltre deve essere garantito uno spessore minimo per la stabilità. Soltanto in alcune situazioni speciali dovrebbe essere considerato utile l'utilizzo di acciai ad alta resistenza come il grado S460 ($f_y \geq 460$ N/mm²) o S690 ($f_y \geq 690$ N/mm²) di tipo termo meccanico ML.

Ad esempio, sotto un'azione sismica eccezionale o un carico di traffico elevato e/o un carico eccezionale, l'uso di un acciaio ad alto limite di elasticità potrebbe consentire un progetto che presenta,

economicamente e con un peso ottimo, simultaneamente la resistenza a fatica con un utilizzo completo delle caratteristiche meccaniche superiori. Tale situazione però potrebbe verificarsi soltanto poche volte nel tempo d'impiego intero del ponte e potrebbero portare a un eccessivo inutile sovra-dimensionamento rispetto i carichi correnti.

Un aspetto molto importante nella scelta dell'acciaio riguarda la durabilità e la resistenza della corrosione atmosferica.

Una soluzione, non impiegata in sostanza mai per i ponti sospesi, è quella di usare acciai con resistenza migliorata alla corrosione atmosferica, come segnalato in EN 10155, con superficie non trattata, soprattutto per quanto riguarda la realizzazione di un ponte metallico in un ambiente molto corrosivo quale nelle vicinanze del mare.

L'atmosfera marina, infatti, non è compatibile con la formazione, negli acciai al carbonio, di un ossido resistente e aderente che formato in senso stabile protegge l'acciaio dalla formazione di ruggine. Si è quindi soliti proteggere il ponte metallico con cicli di verniciatura e a volte, per quanto riguarda le superfici interne dei cassoni, riducendone l'umidità. È ben noto, infatti, che riducendo la quantità di umidità sotto una percentuale determinata, i fenomeni di ossidazione degli acciai al carbonio comuni si riducono di molto, se non cessano.

Un'altra scelta per proteggere il ponte d'acciaio dalla corrosione è di usare l'acciaio inossidabile. Ci sono vari gradi di acciaio inossidabile con un differente livello di resistenza alla corrosione, con le proprietà meccaniche e le altre caratteristiche secondo il campo di applicazione specifico (lavorabilità, prestazioni a temperatura elevata, ecc...).

Fra questi, gli acciai inossidabili duplex, oggetto della tesi, per la loro microstruttura austeno ferritica, hanno una resistenza meccanica uguale all'acciaio al carbonio ad alta resistenza del grado S460 ($f_y \geq 460$ N/mm²) e sono in sostanza immuni alla corrosione atmosferica. Ad oggi, anche per considerazioni riguardanti il costo di costruzione, non ci sono esempi rilevanti circa l'occupazione di acciaio inossidabile duplex per i ponti a grande luce, a parte il rivestimento degli ultimi 120 m delle due torri – altezza totale 300 m - dello Stonecutters a Hong Kong per un totale di 2000 t di lamiere laminate a caldo.



Figura 3. Ponte Stonecutters a Hong Kong

Una volta completato, il ponte sarà tra i primi strallati al mondo per lunghezza di campata, con una luce di circa 1 km e il più lungo di Hong Kong.

L'acciaio duplex è stato qui scelto per i due motivi principali che lo rendono un materiale adatto per questa realizzazione:

- è privo di manutenzione, il che è un gran vantaggio considerato l'altezza dei piloni;
- le proprietà meccaniche sono eccellenti per garantire la desiderata stabilità delle due torri del ponte.

Inoltre l'alta qualità della finitura superficiale aumenterà ancora di più la resistenza alla corrosione e migliorerà l'aspetto estetico della struttura.

Il ponte sarà così in grado di resistere a condizioni ambientali molto avverse (ambiente molto corrosivo) inclusa un'atmosfera molto umida con alta salinità e velocità del vento molto elevata che raggiunge spesso la forza di un uragano.

1.6.PASSERELLE PEDONALI

L'acciaio duplex non è stato quindi sino ad ora impiegato nella costruzione di grandi ponti saldati destinati a sopportare carichi importanti statici e/o dinamici ma esistono già diversi casi di applicazioni meno "impegnative": una serie di progetti simili è tuttavia in fase di progetto esecutivo o di realizzazione anche in Italia.

1.7.SCELTA DEL PONTE

Come conseguenza della descrizione delle tipologie di ponte più efficaci a cassone, con schema statico di trave continua su più appoggi, si propone il viadotto Verrand. La tipologia di cui fa parte il viadotto, ponte a lastra ortotropa a grande luce con travata a cassone, contiene tutti i particolari saldati critici di altre tipologie di ponti metallici; è quindi completo nella generalità di tutti gli elementi tipici, spessori, utilizzati, problematiche che si possono incontrare nella progettazione e nella composizione degli elementi principali e secondari.

Il Verrand, noto per essere stato oggetto di diversi articoli anche su rivista internazionale per via della tecnologia di varo adottata anche considerando l'ambiente nel quale si trova (ai piedi del Monte Bianco), sarà descritto puntualmente nel seguito, quando si proporrà il confronto fra il progetto del viadotto con l'acciaio al carbonio e con l'acciaio inossidabile austeno ferritico, tenendo conto in

entrambi i casi dell'intero tempo di durata in servizio quindi della manutenzione ordinaria e straordinaria per avere una valutazione esatta del costo del ciclo di vita (LCC) per le due soluzioni.

Descrivendo brevemente il viadotto, esso fa parte dell'autostrada che congiunge Aosta con il Monte Bianco di proprietà di RAV Spa, nel terzo lotto di costruzione, tra il Traforo e Morgex.

Il completamento di questa parte permette di arrivare al Traforo completamente in autostrada. In particolare, il viadotto è situato a Prè San Didier (AO), vicino Courmayeur, su un lato di SS 26 ed è necessario per passare la valle fra il paese e la Dora Baltea.

La situazione geografica del luogo ha condizionato interamente la posizione dei piloni del viadotto che con il suo andamento planimetrico e altimetrico, infatti, la zona interessata alla costruzione dell'autostrada presenta pendenze e inclinazioni elevate arriva a una lunghezza totale di circa 600 m. La natura del suolo ha richiesto lo scavo di pozzi profondi oltre 30 m dal piano di fondazione dei piloni ed è stato necessario prevedere delle opere speciali per proteggere e fortificare la terra. In conclusione, il viadotto ha avuto bisogno di campate a grandi luci per avere solo quattro piloni intermedi (ad altezza variabile oltre i 40 m), con problemi di geotecnica e ambientali notevoli perché si colloca nel contesto della valle della Dora Baltea (Figura 4).



Figura 4. Vista del Viadotto Verrand

La larghezza dell'impalcato a lastra ortotropica va da 19.75 m per le prime tre campate, lato Monte Bianco, ed è variabile linearmente fino a 20.966 m in corrispondenza della parte in curva lato Aosta. Le cinque campate misurano 97.5 m le due campate d'estremità e 135 m le tre campate intermedie. L'inclinazione centrale longitudinale, costante, è uguale a 3.5%. Il cassone è composto di due travi principali con sezione a T d'altezza costante uguale a 5.5 m per la parte in rettilineo, poste a una distanza di 11.166 m, saldate alla lastra superiore con una serie di diaframmi reticolari verticali e un rinforzo orizzontale inferiore.

La variazione dell'inclinazione trasversale, dalla parte in rettilineo alla parte in curva, è ottenuta con la rotazione della lastra superiore, ottenendo così due altezze differenti per le travi principali. La tipologia costruttiva della lastra ortotropica superiore è classica per questo tipo di applicazione: la lastra è irrigidita

nella direzione longitudinale dai profili formati a freddo per formare i rinforzi longitudinali trapezi, saldati in continuo sulla lastra alla lastra, di modo da formare dei rinforzi a sezione chiusa; la larghezza del lato superiore del trapezio misura 300 mm con un interasse tra gli irrigidimenti di 600 mm. L'ordine degli irrigidimenti trasversali è costituito da profili composti a T di altezza 1200 mm, disposti perpendicolarmente ai rinforzi longitudinali e distanziati di 3.250 m (per le campate laterali) e di 3.114 m (per le campate centrali).

Lo spessore della lastra superiore è uguale a 12 mm, tranne che per i conci sopra i pilastri nei quali lo spessore, per la riduzione della larghezza collaborante della piattabanda superiore per gli effetti dello "Shear lag", presuppone il valore massimo di 16 mm.

I diaframmi verticali, ad una distanza di 9.75 m (campate laterali) e di 9.342 m (campate centrali) assicurano la manutenzione della forma della sezione. Lo schema statico complessivo è di trave continua su sei appoggi. I pannelli d'anima delle travi principali sono dotati di rinforzi sia longitudinali sia trasversali, per il soddisfacimento delle verifiche di stabilità sia in esercizio sia in fase di varo.

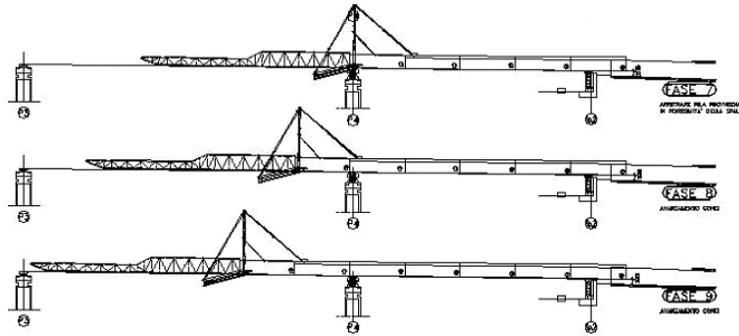


Figura 5. Avambecco in acciaio S690. Viste di alcune fasi di varo

La struttura è concepita in esercizio per essere assimilata a una sezione torsio rigida studiata secondo la teoria di Bredt costituendo le travi portanti, la lastra superiore (considerata tramite il calcolo dello spessore equivalente del sistema a graticcio) e il sistema di controventamento inferiore, un cassone (Figura 6). In Figura 7 e Figura 8 sono riportati i disegni di pianta, prospetto e sezioni.



Figura 6. Sezione trasversale dell'impalcato

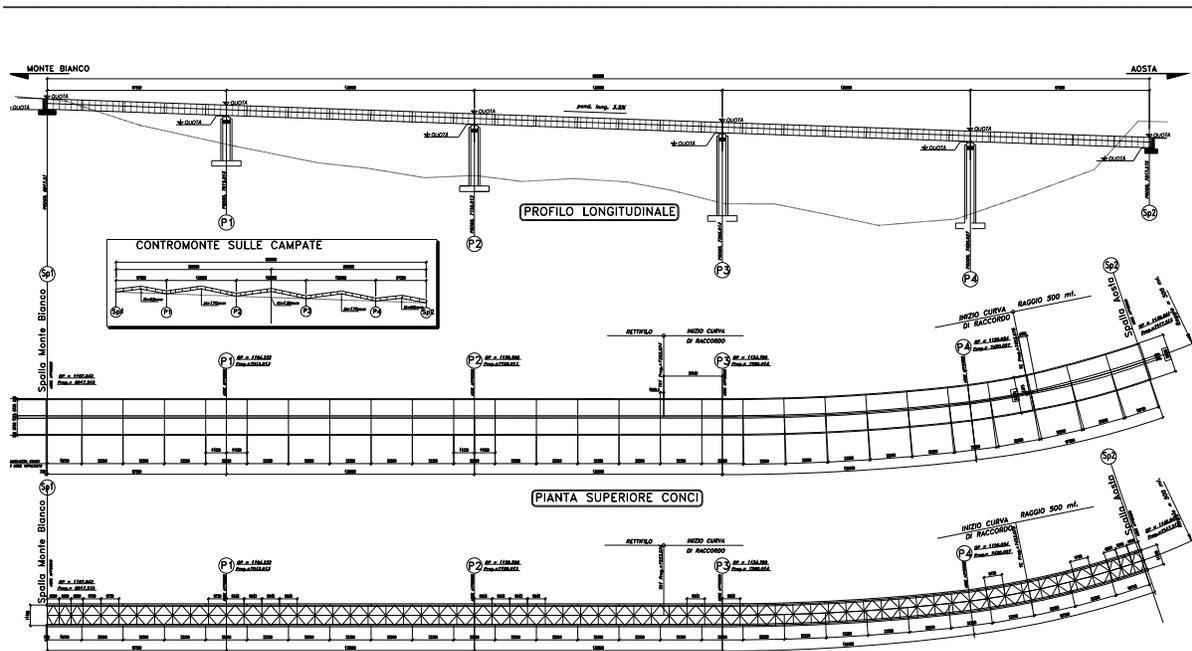


Figura 7. Vista laterale e planimetrica

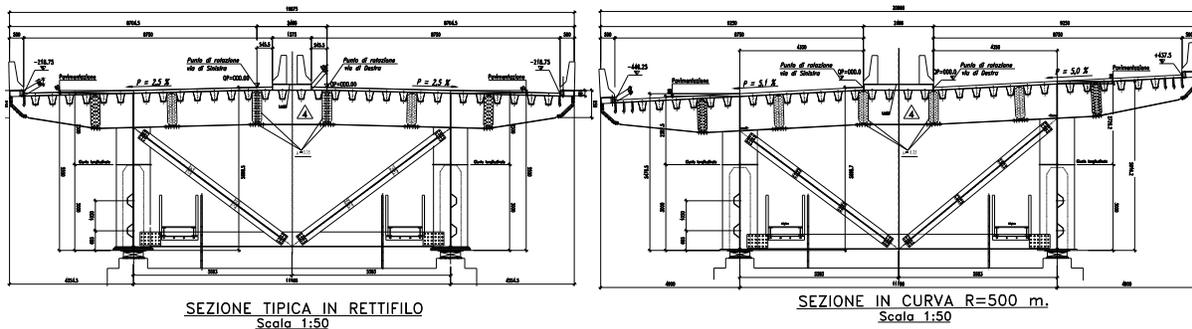


Figura 8. Sezioni

Per procedere alle analisi delle sollecitazioni della lastra ortotropa, si considerando i vari elementi separatamente tramite una combinazione degli effetti per le varie funzioni da assolvere in base ai carichi applicati.

- Sistema I: è costituito dalle travi principali e dalla parte della lastra ortotropa collaborante con la sezione al comportamento totale;
- Sistema II: è costituito dalla lastra tra le travi principali su cui insistono i carichi gravanti sull'impalcato;
- Sistema III: è costituito dall'impalcato, calcolato come elemento continuo, che sostiene i carichi delle ruote dei veicoli che agiscono fra le nervature e trasmette le reazioni alle nervature stesse.

La configurazione finale di tensione deriva dalla sovrapposizione dei tre sistemi precedenti, con alcune accortezze per quanto riguarda la verifica di resistenza, con lo scopo contenere adeguatamente alcune riserve di resistenza della lastra ortotropa per il comportamento statico reale. Riguardo alla verifica di stabilità della lastra è possibile usare delle tabelle specificatamente dedicate alla materia.

Le sollecitazioni nella sezione resistente sono calcolate considerando i rinforzi longitudinali che concorrono con la loro geometria al soddisfacimento delle verifiche locali e globali.

L'acciaio al carbonio usato è del tipo a resistenza migliorata alla corrosione atmosferica (tipo CORTEN), descritto nella UNI EN 10155; in rapporto alle funzioni di resistenza alle temperature d'esercizio e agli spessori previsti, i gradi usati sono i seguenti:

- S355 J2G1W per gli elementi di spessore $t \leq 40$ mm;
- S355 K2G1W per gli elementi di spessore $t > 40$ mm;
- S355 J0W per gli angolari e le piastre secondarie.

I bulloni adottati sono tutti ad alta resistenza (classe 10.9 per viti e dadi secondo l'UNI EN 20898). I giunti delle travi sono progettati per assicurare la resistenza ad attrito che tiene conto di un coefficiente d'attrito $\mu = 0.3$.

L'impalcato è stato trattato con un trattamento anticorrosivo sia per il materiale utilizzato, sia per le caratteristiche dell'atmosfera del luogo in cui è situato, dove il processo di formazione di uno strato di ossido resistente che dura può essere arrestato dall'arrugginimento degli strati superficiali dell'acciaio, garantendo una riserva alla resistenza a corrosione.

L'impalcato è stato prefabbricato in officina in conci di larghezza uguale a 2.75 o 3 m; nove pannelli d'anima per ogni elemento. Gli elementi si compongono, oltre ai pannelli, dai diaframmi e dal controvento orizzontale inferiore. L'assemblaggio dei conci in cantiere è stato realizzato con giunzioni sia longitudinali sia trasversali. In Figura 9 alcune immagini dell'assemblaggio in cantiere.



Figura 9. Assemblaggio dei conci in cantiere

1.8.ELEMENTI PRINCIPALI DI UN PONTE

In questo paragrafo è riportata l'identificazione dei dettagli critici per geometria e dei particolari di progetto con una descrizione delle caratteristiche geometriche tipiche dei componenti per la tipologia selezionata del ponte (trave continua, sezione chiusa del cassone...).

1.8.1. Sezione

Gli impalcati a grande luce, come possono essere i ponti sospesi costituiti da una trave a cassone, sono caratterizzati da una sezione costante per l'intera lunghezza dell'impalcato sia come forma sia come dimensioni geometriche. Generalmente, la forma geometrica della sezione trasversale è determinata dal comportamento aerodinamico in funzione della lunghezza della campata centrale e delle laterali del ponte e dalla velocità massima del vento nella direzione principale, funzione della zona di costruzione del ponte.

La sezione del cassone, a parte le specificità di alcune realizzazioni, è generalmente a otto facce irregolari con quelle del bordo superiore a 180° per formare, per questa tipologia, la carreggiata, o a volte la ferrovia. Il rapporto fra i lati del cassone è indicativo dei progetti in cui è considerato come parametro fondamentale il peso contenuto del ponte, anche se a fronte di un costo di realizzazione gravato dalla complessità produttiva derivata dall'applicazione di procedure costruttive molto esatte e assumendo, per gli elementi compositi saldati, tolleranze di planarità uguali a quelle in origine delle lamiere.

La parte inferiore della sezione è orizzontale; i quattro lati laterali si collegano in modo da avere il migliore comportamento aerodinamico della sezione. Dove i problemi aerodinamici di stabilità non sono d'importanza per il progetto del ponte, generalmente per campate medie (dove la larghezza della sezione resistente è solitamente maggiore dell'altezza), la sezione trasversale può essere facilitata presupponendo una figura a cinque bordi irregolari solidi o la figura rettangolare o la figura del quadrato con gli assi di simmetria (trave a cassone trapezoidale).

Non tenendo conto delle sezioni speciali, identificate generalmente in corrispondenza al traverso dei piloni e dei blocchetti d'ancoraggio dei cavi di sospensione (sezioni tipicamente delle parti finali di un ponte sospeso completato dalle campate laterali), le sezioni tipiche di un ponte sospeso sono costituite da pannelli d'anima irrigiditi da due ordini d'irrigidimento collegati tramite giunzione saldata (lastra ortotropa). Il ponte risultante è completamente monolitico, con i giunti saldati eseguiti sia in officina quanto in cantiere, con tutti i tipi di saldatura, per la richiesta di riduzione il più possibile di peso, di manutenzione e per incrementare la durabilità. In molti altri casi, i giunti in cantiere sono eseguiti per mezzo di bulloni ad alta resistenza, sia con collegamenti ad attrito sia a taglio. Di regola i cassoni sono realizzati con lamiere di acciaio di spessore 12 mm per il piano viabile e 8-10 mm per le altre parti.

Nel caso dei ponti ferroviari devono essere adottati particolari costruttivi specifici e spessori più elevati in dipendenza di carichi mobili specifici (ovviamente non nel caso del ponte sospeso in cui i carichi permanenti sono d'importanza fondamentale).

1.8.2. Rinforzi trasversali e longitudinali

Tutti i lati della trave a cassone sono irrigiditi da un irrigidimento longitudinale, continuo in corrispondenza delle nervature trasversali e posto a un punto variabile rispetto alla funzione preminente che devono assolvere: sostenere direttamente i carichi trasversali e dare stabilità alla lastra soggetta a un carico nel proprio piano. L'irrigidimento longitudinale, come detto, anche se con caratteristiche geometriche differenti concernenti la funzione da assolvere, ha generalmente una forma trapezoidale, ricavata da un foglio planare che conferisce il comportamento migliore, tenendo conto dei seguenti parametri: la luce della campata, l'elevata rigidezza flessione torsionale e il numero minimo di passate di saldature longitudinali a parità d'irrigidimento in modo da minimizzare le distorsioni (deformazioni derivate dalle saldature).

L'irrigidimento longitudinale consente di distanziare le nervature trasversali di 3 o 4 m; le nervature hanno la doppia funzione d'irrigidimento delle sezioni trasversali del ponte (deve essere garantita, in prima approssimazione, la conservazione degli angoli fra i lati, considerando anche le sollecitazioni torsionali). In Figura 10 e Figura 11 dei tipici irrigidimenti trasversali e longitudinali a sezione aperta e chiusa.



Figura 10. Irrigidimenti a sezione aperta



Figura 11. Irrigidimenti a sezione chiusa

Gli irrigidimenti dei pannelli d'anima e delle lastre di forma trapezia presentano rapporti geometrici che non rispettano una singola regola; per avere un'indicazione numerica, la distanza fra le nervature può essere di 1000 mm e la larghezza inferiore di 500 mm.

1.8.3. Diaframmi

In un ponte continuo, i diaframmi principali si dispongono con un interasse di circa 3 volte la distanza fra le nervature trasversali. Tali diaframmi sostengono la sezione dell'impalcato; i diaframmi correnti, possono essere a trave a doppio T, detti traversi ad altezza completa per dimensioni di sezioni modeste o reticolari con aste di controvento per sezioni consistenti. Questi ultimi diaframmi, reticolari, sono fissati alle nervature trasversali poste nella sezione a T lungo il perimetro interno della sezione per

formare una struttura trasversale. All'interno di questa struttura è realizzata una trave reticolare con campi triangolari, con gli elementi costituiti da angolari per ottimizzare il peso.



Figura 12. Diaframmi con angolari

1.9. IDENTIFICAZIONE CRITICA DEI DETTAGLI

La scelta della tipologia a lastra ortotropa rappresenta in molti casi la soluzione più interessante per la costruzione di un ponte, anche per la possibilità di prefabbricazione spinta consentita per gli elementi della trave a cassone con collegamenti saldati in officina e giunzioni saldate o bullonate in cantiere. I collegamenti della lastra ortotropa che costituisce la piattabanda superiore delle travi, sono sempre saldati in cantiere, mentre altri elementi possono essere saldati o serrati.

Le parti della lastra ortotropa, allineate, si collegano con saldature testa a testa usando dei supporti di ceramica (per evitare la saldatura d'inversione). I supporti ceramici sono inseriti in canalette metalliche sostenute da “morsetti” o “clampe”, serrati a delle viti prigioniere saldate nell'intradosso della lastra vicino ai bordi allineati.

La tecnica di saldatura in questo caso è mista (MAG e FCAW manuale per la prima passata e semi-automatica per il materiale di riempimento). In corrispondenza della saldatura trasversale della lastra, deve essere ristabilita la continuità dei rinforzi trapezi della sezione, per il primo ordine del doppio irrigidimento della lastra, con l'applicazione di una coppella trapezia, saldata in cantiere con il supporto di un piattino di chiamata (Figura 13).

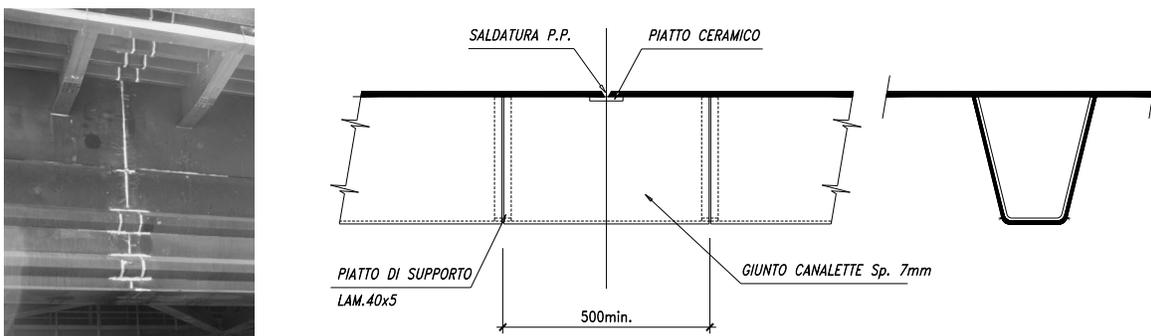


Figura 13. Vista della sezione trasversale. Connessione tramite inserzione di coppella a sezione trapezia

Nei ponti a lastra ortotropa, per loro natura molto leggeri e sottoposti a forze statiche importanti con un uso importante delle proprietà meccaniche dei materiali, è importante prestare attenzione ai fenomeni di fatica sopra tutto per i giunti saldati in cantiere dove per le tecniche di saldatura adottate e le condizioni di lavoro, non si ottengono le stesse condizioni che in officina.

In Figura 14, è visibile una porzione della sezione di un ponte a lastra ortotropa con la lastra irrigidita da nervature longitudinali e da rinforzi trasversali (sezioni a T) e con i giunti bullonati nei traversi e dei controventi dove sono numerate tutte le posizioni che presentano una tipologia di dettaglio saldato.

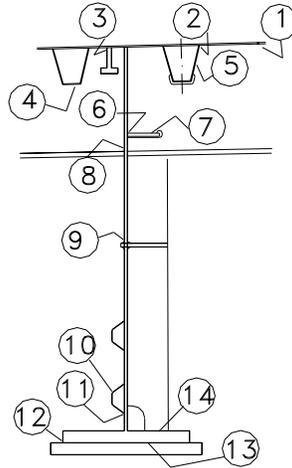


Figura 14. Dettagli di saldatura per la verifica a fatica

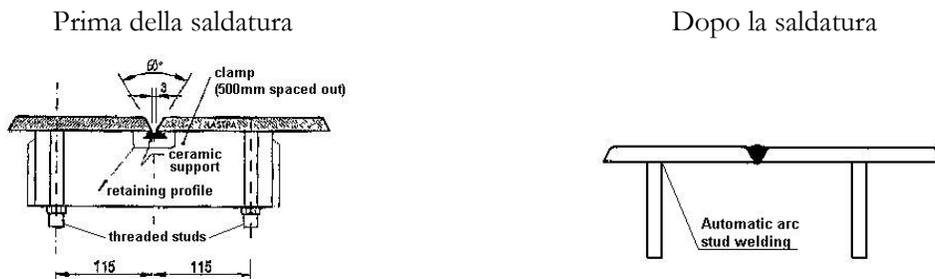
Riferendosi sempre alla Figura 14, sono segnalati i seguenti dettagli saldati critici e le tecniche di saldatura per la loro realizzazione in officina o in cantiere sia in manuale sia in semi-automatico o automatico:

Dettaglio 1

Giunzione saldata di testa con supporto ceramico trasversale alla lastra. Procedimenti di saldatura: SAW, FCAW o MAG. Previsione di cricca a fatica sul materiale base.

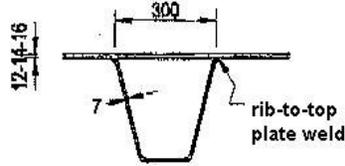
Dettaglio 2

Pioli filettati solo per l'assemblaggio. Saldatura del piolo ad arco automatico. E' necessario il controllo a fatica se non è asportato il piolo.



Dettaglio 3

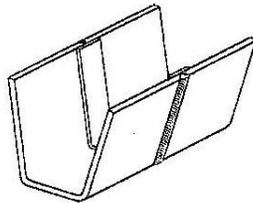
Saldatura longitudinale di connessione dell'irrigidimento con la lastra tramite saldatura ad arco sommerso (SAW), a piena penetrazione. Tensione al vertice della saldatura dovuta alla flessione della trave trasversale.



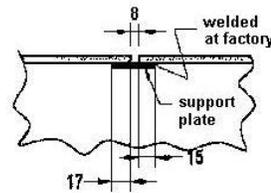
Dettaglio 4

Giunzione saldata di testa irrigidimento-irrigidimento SMAW con piattino di supporto.

Prima della saldatura

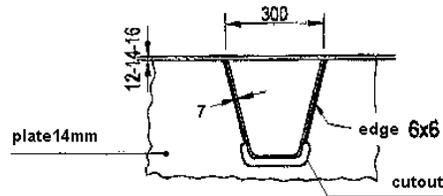


Dopo la saldatura



Dettaglio 5

Giunzione a cordone d'angolo dell'irrigidimento trapezio con il traverso.



Dettaglio 6

Giunzione dell'irrigidimento verticale all'anima del traverso. Saldatura automatica a cordone d'angolo. L'inizio della cricca a fatica è atteso nell'anima del traverso.

Dettaglio 7

Giunzione dell'irrigidimento longitudinale all'anima del traverso. Saldatura a cordone d'angolo SMAW.

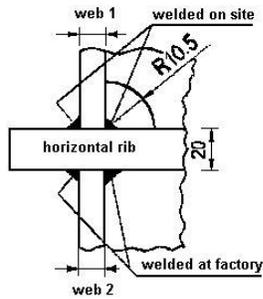
Dettaglio 8

Giunzione della piattabanda inferiore del traverso all'anima della trave principale. Saldatura a cordone d'angolo SMAW a croce. Il vertice della saldatura deve essere ampio da garantire che la frattura avvenga nella piattabanda del traverso in corrispondenza della giunzione saldata.

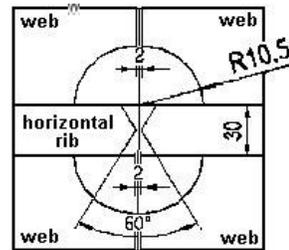
Dettaglio 9

Giunzione dell'irrigidimento longitudinale all'anima della trave principale. Saldatura a cordone d'angolo automatica SAW e manuale SMAW. La frattura a fatica per tensioni di taglio può avvenire nel vertice della saldatura, dall'irrigidimento longitudinale o dall'anima della trave principale.

Giunzione dell'irrigidimento all'anima



Giunzione dell'irrigidimento all'anima e saldatura di testa trasversale

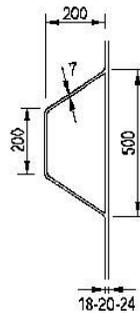


Dettaglio 10

Giunzione di testa irrigidimento-irrigidimento della trave principale. Saldatura trasversale SMAW (cfr. dettaglio 4)

Dettaglio 11

Giunzione dell'irrigidimento all'anima della trave principale. Saldatura a cordone d'angolo longitudinale SAW. Tensione di taglio longitudinale.



Dettaglio 12

Saldatura a cordone d'angolo SMAW al bordo del raddoppio della piattabanda inferiore della trave principale. La frattura avviene nella piattabanda inferiore.

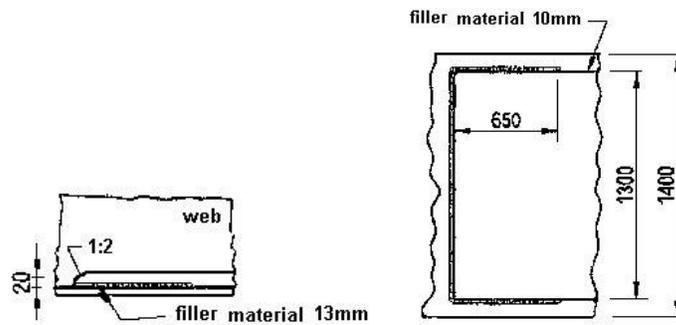


Tabella 2. Dettagli saldati critici selezionati; serie a media scala A1-A6

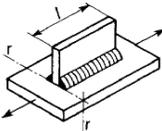
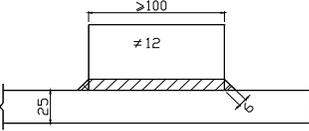
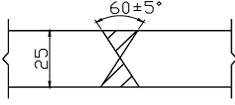
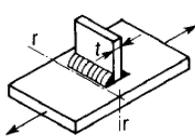
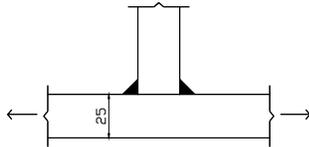
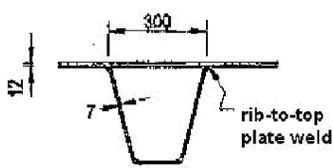
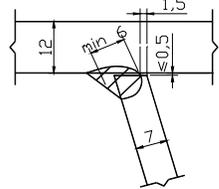
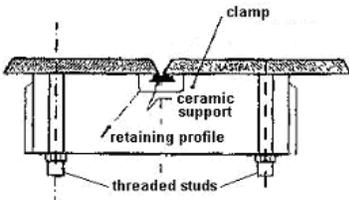
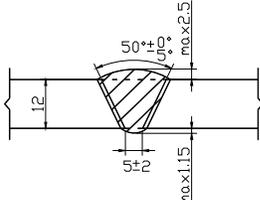
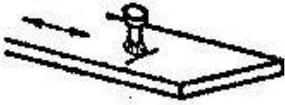
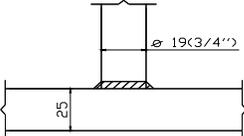
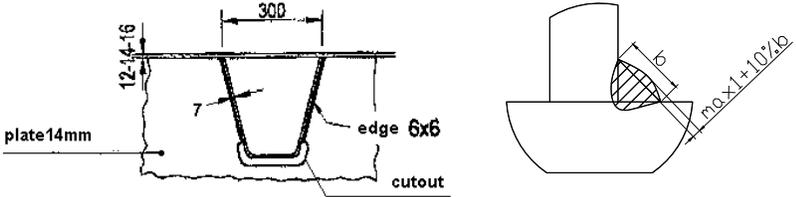
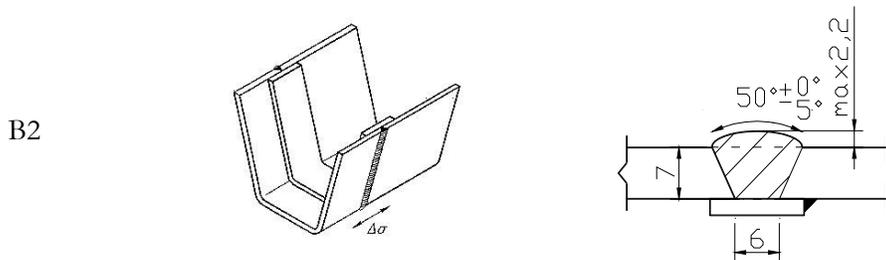
ID	Provino	Descrizione
A1		
<p>Attacchi longitudinali [Dettaglio 1 del Prospetto 9.8.4 dell'Eurocodice 3 parte 1-1]</p>		
A2		
<p>Giunti assiali trasversali in piastre, piatti e sezioni laminate senza piattino d'appoggio posteriore. Le saldature da entrambi i lati sono molate a raso al livello della superficie della lastra in direzione parallela alla superficie e controllate con NDT [Dettaglio 1 del Prospetto 9.8.3 dell'Eurocodice 3 parte 1-1]</p>		
A3		
<p>Collegamenti trasversali [Dettaglio 4 del Prospetto 9.8.4 dell'Eurocodice 3 parte 1-1]</p>		
A4		
<p>Saldatura degli irrigidimenti trapezi alla lastra dell'impalcato. Tensione al vertice della saldatura dovuta alla flessione del traverso. [Dettaglio 9 del Prospetto 9.8.5 dell'Eurocodice 3 parte 1-1]</p>		
A5	<p data-bbox="479 1365 706 1396"><i>Prima della saldatura</i></p> 	<p data-bbox="868 1365 1063 1396"><i>Dopo la saldatura</i></p> 
<p>Dettagli 4 e 7 del Prospetto 9.8.3 dell'Eurocodice 3 parte 1-1</p>		
A6		
<p>Pioli filettati per la sola fase d'assemblaggio. E' necessaria la verifica a fatica se il piolo non è asportato [Dettaglio 6 del Prospetto 9.8.4 dell'Eurocodice 3 parte 1-1]</p>		

Tabella 3. Dettagli saldati critici selezionati; serie a scala ridotta B1-B2

ID	Provino	Descrizione
B1		

Connessione saldata a cordone d'angolo SMAW tra gli irrigidimenti trapezi e il traverso. Tensioni dovute alla flessione dell'irrigidimento [Dettaglio 1 del Prospetto L8 dell'Eurocodice 3 parte 2]



Connessione saldata di testa degli irrigidimenti con supporto. Tensioni dovute alla flessione dell'irrigidimento [Dettaglio 4 del Prospetto L8 dell'Eurocodice 3 parte 2]

Alcuni degli elementi critici selezionati sono evidenziati nella sezione trasversale e longitudinale in Figura 15 e saranno oggetto d'analisi sperimentali e numeriche.

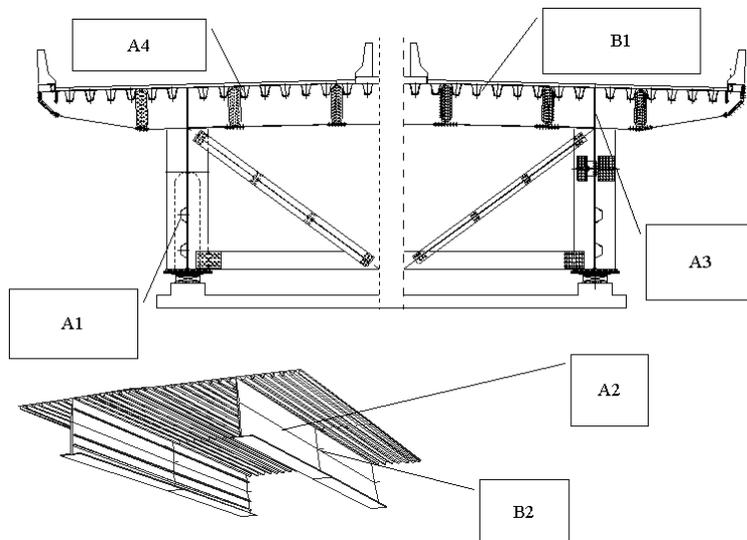


Figura 15. Posizione dei dettagli di saldatura nella sezione di un impalcato metallico

1.10.IMPOSTAZIONE DELLE PROVE A FATICA

In questo paragrafo sono riportati i dati raccolti sulle prove a fatica ricavate da un'estesa ricerca bibliografica sulle sperimentazioni condotte sui differenti tipi di categorie di dettaglio realizzati impiegando acciai tradizionali. I dati sono estratti da rapporti pubblicati di una serie di progetti di ricerca condotti nel periodo che va dal 1986 al 1995 e finanziati parzialmente dal fondo di ricerca della CECA.

1.10.1.Collegamento dell'irrigidimento trapezio alla lastra

In Figura 16 è riportato lo schema dell'esemplare in S355 con saldatura ad arco sommerso automatico (SMAW) e le dimensioni geometriche sono descritte in Tabella 4. I dati sperimentali sono usati confrontati con le prove effettuate da CRI sul medesimo giunto saldato manualmente dell'irrigidimento trapezio alla lastra

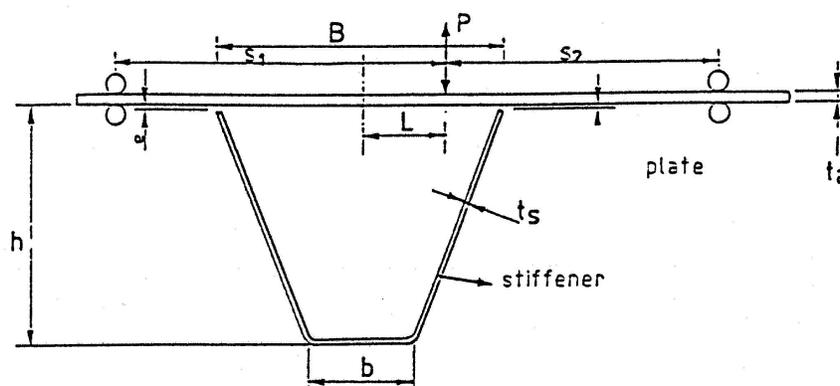


Figura 16. Schema di carico a fatica per la giunzione dell'irrigidimento trapezio alla lastra

Tabella 4. Descrizione di letteratura della giunzione dell'irrigidimento trapezio alla lastra

Dimensioni [mm]		CRIF	ULg	IRSID
spessore lastra	t_d	12	12	12
spessore irrigidimento (trapezio)	t_s	6	6	6
larghezza irrigidimento	B	300	300	322
altezza irrigidimento	H	250	250	226
posizione del carico	L	85	85	85
posizione degli appoggi	S_1	335	335	335
	S_2	337	335	335

Parametri di saldatura				
tecnica di saldatura		Manuale	automatica SMAW	Automatica SMAW
distanza dei lembi	e	< 0.5	< 0.5	0 or 2
mancanza di penetrazione		3.0 \rightarrow 4.5	1.5 \rightarrow 2.5	1
apertura vertice della saldatura		3.5 \rightarrow 4.5	4.7 \rightarrow 6	5.5 \rightarrow 6.5
preparazione del bordo		No	no	no

Per determinare la distribuzione delle tensioni nell'esemplare, sono effettuate delle prove e delle misure statiche con l'estensimetro. Gli sforzi nominali da usare nelle curve dello $\Delta\sigma - N$ di fatica sono derivati dall'estrapolazione lineare dalle misure dell'estensimetro

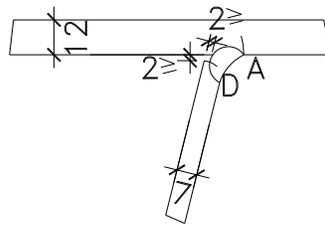


Figura 17. Particolare del dettaglio di saldatura a parziale penetrazione

Con riferimento alla Figura 17, durante la rottura per fatica si è verificato quanto segue:

- in A: cricca sviluppata dalla punta di saldatura sulla lastra quando la mancanza di penetrazione è ≤ 1 mm;
- in D: cricca dal vertice della saldatura nell'irrigidimento trapezio. Per un confronto tra i dati è importante definire il percorso delle sollecitazioni nominali, per mezzo di interpolazione lineare.

Sono possibili due differenti scelte:

- la tensione nominale nel punto A derivata linearmente dalle misure dell'estensimetro nella lastra;
- la tensione nominale nel punto D derivata linearmente dalle misure dell'estensimetro nell'irrigidimento.

La prima scelta condurrà a una più alta classificazione a fatica perché le tensioni nella lastra sono generalmente superiori a quelle presenti nell'irrigidimento.

In Figura 18 sono segnalati i dati sperimentali nei termini del campo di sollecitazioni nominale derivato linearmente tramite le misure rilevate dell'irrigidimento: l'effetto della profondità di penetrazione è evidente.

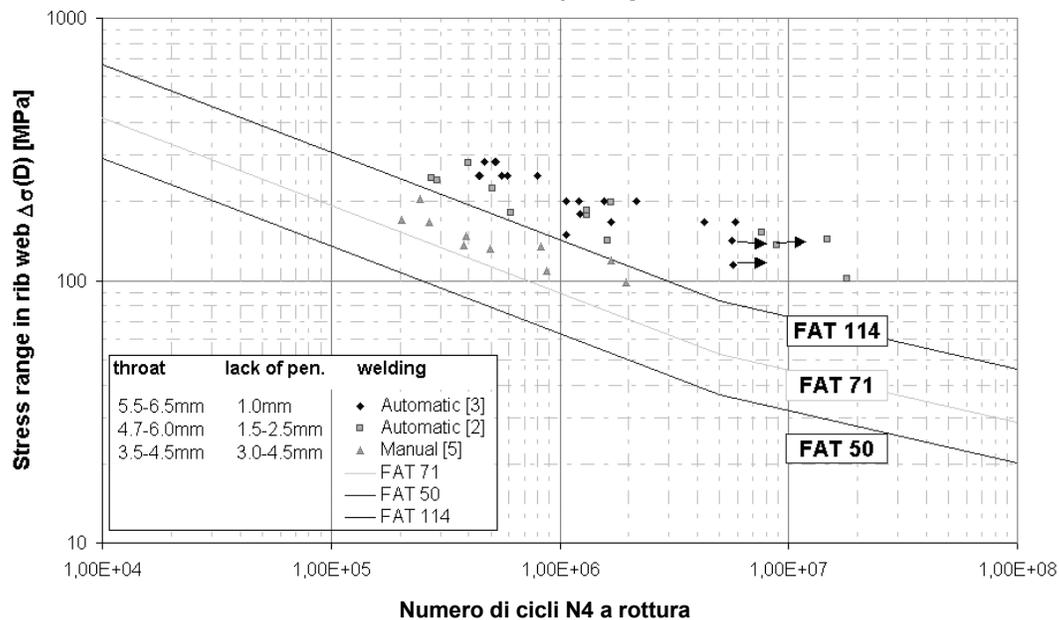


Figura 18. Prova a fatica con carico ad ampiezza costante per la giunzione dell'irrigidimento alla lastra

I dati ottenuti sono stati valutati statisticamente seguendo le indicazioni relative alle classi d'appartenenza dei dettagli a fatica; quindi sono state ottenute le seguenti categorie di dettaglio:

- dettaglio saldato manualmente con mancanza di penetrazione 3 - 4.5 mm FAT 71
- dettaglio saldato automaticamente con mancanza di penetrazione 1 - 2.5 mm FAT 114

La classificazione di fatica di EC3 è conservatrice rispetto di questi risultati (Tabella 5):

- mancanza di penetrazione > 2.0 mm FAT 50
- mancanza di penetrazione \leq 2.0 mm FAT 71

Inoltre la classificazione EC3 considera altri parametri quale l'aria prima della saldatura e la gola della saldatura; il primo parametro è stato riscontrato non effettuare i dati sperimentali riportati e il secondo potrebbe essere considerato direttamente come dipendente dalla profondità di penetrazione.

L'aria tra i lembi prima della saldatura (da 0 a 2 mm) non influenza significativamente il comportamento a fatica del giunto saldato rispetto all'aumento di resistenza ottenibile per mezzo della saldatura ad arco sommerso con maggiore penetrazione e gola di saldatura. Le prove effettuate da IRSID sugli esemplari con mancanza di penetrazione minore (<1 mm) e maggiore spessore della gola mostrano un inizio e una propagazione della cricca nella lastra che conduce a una più lunga vita a fatica (Tabella 6).

Per la maggiore sensibilità del giunto saldato dell'irrigidimento trapezio alla lastra alla profondità di penetrazione si propone di valutare l'aumento nella resistenza a fatica usando la tecnica ibrida della saldatura del laser che permette una penetrazione completa.

Tabella 5. EN 1993-1-9:2003. Tabella 8.8: Giunzione dell'irrigidimento trapezio alla lastra ortotropa

Categoria	Dettaglio costruttivo	Descrizione	Requisiti
71	<p>⑦</p>	<p>saldatura di connessione dell'irrigidimento trapezio o a V alla lastra; saldatura a parziale penetrazione con $a \geq t$</p>	<p>misura della tensione diretta per flessione nella lastra</p>
	$\Delta\sigma = \frac{\Delta M_w}{W_w}$		
50	<p>⑧</p>	<p>saldatura a cordone d'angolo o parziale penetrazione</p>	<p>misura della tensione diretta per flessione nella lastra</p>

Tabella 6. Prova a fatica con carico ad ampiezza costante nella giunzione dell'irrigidimento trapezio alla lastra

reference	ID	R(A) point A	R(D) point D	$\Delta\sigma(A)$ [MPa] point A	$\Delta\sigma(D)$ [MPa] point D	N1	N2	N3	N4	fracture location
[3]	1	-1		150	115				5,70E+06	run out
	2	-1		170	142				5,87E+06	run out
	3	-1		200	167	3,80E+06		4,57E+06	5,83E+06	deck
	4	-1		200	167	9,47E+05		1,43E+06	1,68E+06	deck
	5	-1		240	200				1,07E+06	deck
	6	-1		240	200	1,35E+05		1,05E+06	1,21E+06	deck
	7	-1		300	250				5,92E+05	deck
	8	-1		300	250	2,45E+05	4,70E+05		5,60E+05	deck
	9	-1		340	283			4,64E+05	5,27E+05	deck
	10	0,1		180	150	7,50E+05		9,50E+05	1,07E+06	deck
	11	0,1		240	180	2,21E+04		6,60E+04	2,32E+05	deck
	10	-1		200	167	8,50E+05		4,09E+06	4,29E+06	deck
	11	-1		240	200	2,88E+05		1,28E+06	1,56E+06	deck
	12	-1		240	200	4,03E+05		1,98E+06	2,17E+06	deck
	13	-1		300	250				4,40E+05	deck
	14	-1		300	250	2,48E+05	5,22E+05	7,12E+05	7,96E+05	deck
	15	-1		300	250	3,45E+05		4,35E+05	4,48E+05	deck
	16	-1		340	283	1,35E+05		4,18E+05	5,17E+05	deck
17	-1		340	283	1,20E+05		4,05E+05	4,71E+05	deck	
[2]	18		0,1	240	180				1,23E+06	weld
	1		-0,61	128	102		5,60E+06		1,80E+07	weld
	2		-0,57	139	144		1,85E+06		1,48E+07	weld
	3		-0,58	144	142				1,61E+06	weld
	4		-1	150	152		2,10E+06		7,60E+06	weld
	5		0	157	136				8,90E+06	run out
	6		0	206	177				1,32E+06	weld
	7		0	224	182				6,10E+05	weld
	8		-0,34	282	225				5,10E+05	weld
	9		-0,63	296	240				2,90E+05	weld
	10		-0,71	302	245				2,76E+05	weld
	11		-0,96	333	280		2,82E+05		4,00E+05	weld
	12	0		215	198				1,68E+06	deck
13	0		199	185				1,32E+06	deck	

1.10.2. Giunzione del traverso all'irrigidimento trapezio: comportamento fuori dal piano

Gli irrigidimenti trapezi sono continui e passano in appositi “slot” sagomati nelle anime dei traversi; sono stati condotti diversi studi da vari autori sulla forma da assegnare agli slot al fine di ridurre la concentrazione delle tensioni. Il collegamento degli irrigidimenti ai traversi è una giunzione saldata sottoposta alla combinazione di tensioni dovute a un percorso longitudinale lungo l'irrigidimento e un percorso trasversale lungo il traverso, tale per cui questo giunto può essere considerato come uno dei più critici in una lastra ortotropa. Sono segnalate le prove di fatica eseguite da TRRL, da TU Delft e da LBF riguardo al comportamento nel piano (Tabella 7 e Tabella 8). In Figura 19 i dati relativi alle prove riguardo al comportamento fuori del piano.

Tabella 7. Configurazione di carico per la prova a fatica della giunzione del traverso all'irrigidimento trapezio

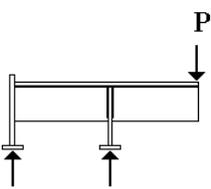
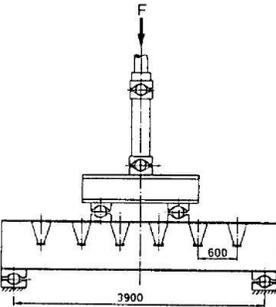
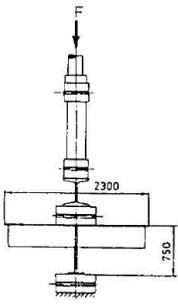
Comportamento fuori del piano			Comportamento nel piano	
	T.U. Delft	T.R.R.L.	L.B.F.	
				

Tabella 8. Dettagli della giunzione del traverso all'irrigidimento trapezio

	TRRL	TU Delft	LBF
grado acciaio	S355	S355 (Fe510)	S355
tecnica saldatura	saldatura ad arco, passata manuale da 6 mm		manuale
sezione irrigidimento	triangolare	trapezia	trapezia
spessore irrigidimento	6	6	6
spessore lastra	12	12	12
spessore traverso	10	10	10

Il numero dei dati forniti per la resistenza a fatica della giunzione saldata del traverso all'irrigidimento trapezio, stata classificata come FAT 80 nell'Eurocodice 3 (Tabella 9), non può essere oggetto di un'analisi statistica, salvo che nel caso degli irrigidimenti triangolari, non più usati nella costruzione dei ponti.

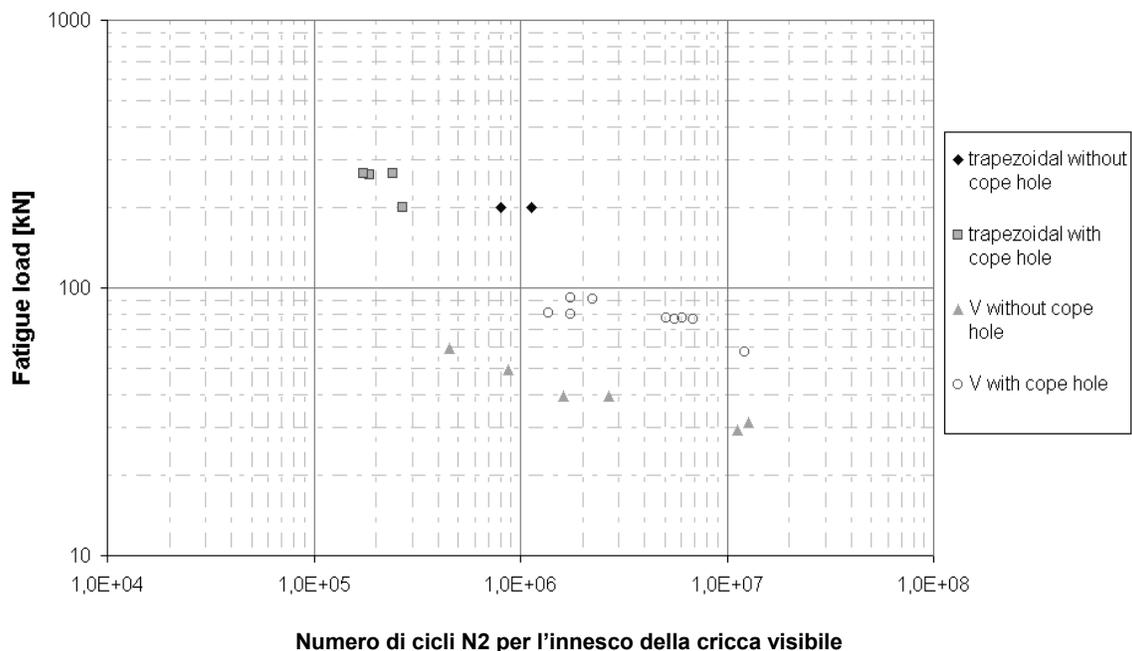


Figura 19. Giunzione dell'irrigidimento trapezio al traverso; prova di flessione fuori del piano

Tabella 9. EN 1993-1-9:2003. Tabella 8.8: Lastra ortotropa. Irrigidimento a sezione chiusa

Categoria	Particolari costruttivi	Descrizione	Requisiti	
80	$t \leq 12 \text{ mm}$		nervatura longitudinale	verifica basata sull'intervallo
71	$t > 12 \text{ mm}$		continua con apertura addizionale nel traverso	degli sforzi di flessione $\Delta\sigma$ nella nervatura
80	$t \leq 12 \text{ mm}$		nervatura longitudinale	verifica basata sull'intervallo
71	$t > 12 \text{ mm}$		continua senza apertura addizionale nel traverso	degli sforzi di flessione $\Delta\sigma$ nella nervatura

1.10.3. Saldatura di testa degli irrigidimenti trapezi con piattino di appoggio

Gli irrigidimenti trapezi saldati in officina alla lastra devono essere ripristinati in cantiere tra un concio e quello adiacente, generalmente in unità modulari di 25 m. Il collegamento avviene prima per la

lastra superiore con saldatura a piena penetrazione con supporto ceramico quindi aggiungendo una “coppella” per ricostituire l’integrità dell’irrigidimento trapezio. Generalmente detta giunzione è saldata ma può essere anche bullonata utilizzando delle coppelle sagomate con aperture tali da permettere il serraggio dei bulloni. Per consentire la saldatura in cantiere, in fase d’assemblaggio d’officina degli irrigidimenti alle lastre, sono posti internamente alle estremità degli irrigidimenti dei piattini d’appoggio (Figura 20).

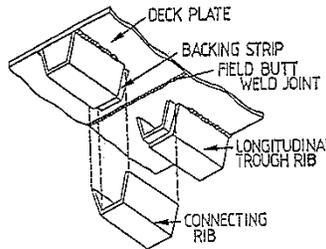
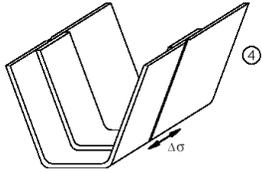
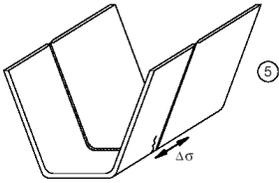


Figura 20. Ripristino della continuità dell’irrigidimento trapezio in cantiere

Attualmente questo dettaglio è classificato nell’Eurocodice 3 come FAT71 (Tabella 10).

Tabella 10. EN 1993-1-9:2003. Tabella 8.8: Lastra ortotropa. Irrigidimento chiuso

Categoria	Dettaglio costruttivo	Descrizione	Requisiti
71		collegamento nella nervatura, saldatura di testa a completa penetrazione con piattino d’appoggio posteriore d’acciaio	verifica basata sull’intervallo delle tensioni di flessione $\Delta\sigma$ nella nervatura
112 90 80		saldatura di testa a completa penetrazione nella nervatura, eseguita da entrambi i lati, senza piattino d’appoggio posteriore	verifica basata sull’intervallo delle tensioni di flessione $\Delta\sigma$ nella nervatura

Dalla quantità dei dati raccolti da differenti centri di ricerca coinvolti, questo particolare è il più esaminato a fatica (Figura 21). In seguito sono segnalati dettagliatamente i risultati delle ricerche più recenti.

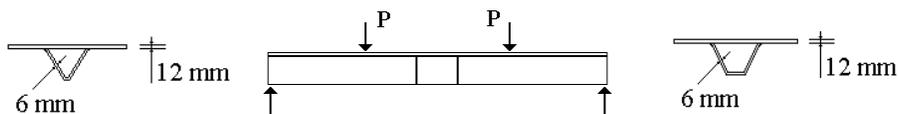


Figura 21. Configurazione di carico per la prova a fatica della giunzione di testa dell’irrigidimento trapezio

In seguito sono riportate e descritte le prove a fatica condotte all'Università di Pisa nel 1989 (TU Pisa). Gli esemplari sono stati realizzati in scala reale in acciaio Fe 510C e composti con irrigidimenti triangolari di spessore 6 mm, saldati a una lastra superiore di spessore 12 mm con una larghezza dei provini pari all'interasse tra nervature di una lastra ortotropa reale.

Per la prova con carico ciclico è stata utilizzata un'attrezzatura con carico applicato in quattro punti accertando il campo di tensione voluto nel giunto degli irrigidimenti.

Sono stati esaminati due tipi differenti di giunto (Figura 22):

- Tipo I: giunzione di testa con piattino d'appoggio, aria tra i lembi da saldare di 6 mm, angolo d'apertura dei bordi lamiera di 45° .
- Tipo II: saldatura testa a testa a piena penetrazione, aria tra i lembi da saldare di 2 mm, angolo d'apertura dei bordi lamiera di 60° .

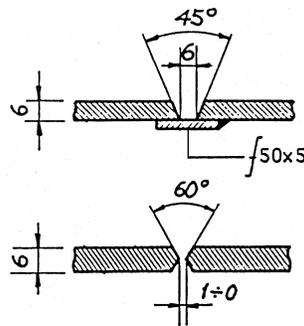


Figura 22. Dettaglio della giunzione testata all'Università di Pisa: Tipo I e Tipo II

Ogni prova è stata interrotta al raggiungimento dell'incremento di 1 cm come deviazione massima (perdita di rigidezza) o al completamento di $8 \cdot 10^6$ cicli (Tabella 11). La gamma delle sollecitazioni nominali nella parte inferiore della saldatura è derivata linearmente tramite due misure dell'estensimetro a 15 mm e a 45 mm dal vertice della saldatura. Nella maggior parte degli esemplari la rottura si è presentata con l'inizio e la propagazione della cricca nella saldatura, dal vertice dell'irrigidimento mentre in pochi casi la rottura è avvenuta nel materiale base al vertice della nervatura e si è propagata nella lastra. In un caso soltanto sono comparse tre cricche longitudinali nella lastra superiore, due in corrispondenza del collegamento tra la nervatura e la lastra e la terza nel mezzo della lastra.

Tabella 11. Prove a fatica ad ampiezza costante sulla connessione di testa dell'irrigidimento (Università di Pisa)

reference	ID	joint type	σ_{max} [MPa]	σ_{min} [MPa]	R	$\Delta\sigma$ [MPa]	N4
[6]	1	I	210	15	0,07	195	1,39E+06
	2	I	240	15	0,06	225	5,39E+05
	3	II	240	15	0,06	225	2,51E+05
	4	II	210	15	0,07	195	9,40E+05
	5	II	190	15	0,08	175	8,21E+05
	6	II	190	15	0,08	175	4,60E+05
	7	I	240	15	0,06	225	4,68E+05
	8	II	155	15	0,10	140	6,04E+06
	9	I	190	15	0,08	175	8,10E+06
	10	II	210	15	0,07	195	8,85E+05
	11	I	210	15	0,07	195	1,20E+06
	12	I	240	15	0,06	225	8,96E+05
	13	II	240	15	0,06	225	3,09E+05
	14	II	190	15	0,08	175	1,93E+06
	15	I	210	15	0,07	195	1,67E+06
	16	II	140	15	0,11	125	7,07E+06
	17	I	210	15	0,07	195	1,62E+06

In seguito sono riportate e descritte le prove a fatica condotte all'Università di Delft nel 1989 (TU Delft); Tabella 12.

Tabella 12. Prove a fatica ad ampiezza costante condotte sulla connessione di testa dell'irrigidimento (TU Delft)

reference	ID	joint type	root gap	$\Delta\sigma$ [MPa]	N1	N2	N3	N4
[7]	1	A-1	4 mm	150				8,34E+05
	2	A-1		150				8,33E+05
	3	A-1		105		9,09E+06	9,09E+06	9,30E+06
	4	A-1		105				9,30E+06
	5	A-1		90				2,96E+07
	6	A-1		90				2,96E+07
	7	A-1		233		1,80E+05	1,80E+05	2,45E+05
	8	A-1		233		2,39E+05	2,44E+05	2,46E+05
	9	A-2	2 mm	163				6,69E+05
	10	A-2		163				6,68E+05
	11	A-2		110				7,80E+05
	12	A-2		110		7,13E+05		7,79E+05
	13	A-3	0 mm	153		3,50E+04	3,90E+04	4,45E+04
	14	A-3		153		3,50E+58	3,90E+04	4,45E+04
	15	A-3		153				4,46E+04
	16	A-3		83	1,57E+05	1,75E+05	1,80E+05	3,27E+05
	17	A-3		83		1,80E+05		3,27E+05
	18	A-3		83		2,03E+05	2,53E+05	3,27E+05
	19	A-3		83		2,23E+05	2,40E+05	3,28E+05
	20	D		4 mm	85			
	21	D	85					1,10E+07
	22	D	160			7,28E+05		7,98E+05
	23	D	160					7,99E+05

Gli esemplari sono stati realizzati in Fe 510C. Si tratta di provini costituiti da un irrigidimento trapezio di spessore 6 mm saldato a una lastra di spessore 12 mm con larghezza complessiva pari all'interasse degli irrigidimenti longitudinali trapezi in una lastra ortotropa reale.

Per la prova con carico ciclico è stata utilizzata un'attrezzatura con carico applicato in quattro punti accertando il campo di tensione nella giunzione dell'irrigidimento.

Sono stati esaminati due tipi differenti di giunto (Figura 23):

- Tipo I: giunzione di testa con piattino d'appoggio, aria tra i lembi da saldare di 4 mm, angolo di cianfrinatura del bordo lamiera di 45° e 90°
- Tipo II: giunzione di testa con piattino d'appoggio, aria tra i lembi da saldare di 4 mm, angolo d'apertura dei bordi lamiera di 60°.

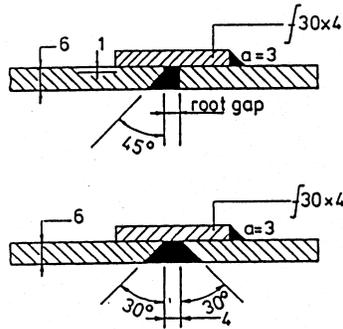


Figura 23. Dettaglio della giunzione testata all'Università di Delft: Tipo I e Tipo II

Le prove, in dipendenza dal numero di cicli, permettono di evidenziare quattro differenti fasi dell'innesco e propagazione della cricca a fatica prima del raggiungimento del collasso:

- N1 rilevazione della cricca da parte dell'estensimetro
- N2 prima cricca visibile
- N3 lunghezza della superficie della cricca di 50 mm
- N4 conclusione con una propagazione importante della fessurazione e perdita di simmetria.

Ogni esemplare di prova è monitorato con un numero differente estensimetri (da 9 a 52) per controllare il campo di tensione e per ottenere informazioni sull'innesco della cricca. Come tensione normale di riferimento si considera la tensione normale nella parte inferiore della nervatura (sollecitazione globale nell'irrigidimento per flessione pura). La cricca inizia nella saldatura fra l'irrigidimento trapezoidale e la lastra, nella maggior parte dei casi appena sopra la curvatura, nella parte inferiore della nervatura e si propaga nella saldatura laterale più che nell'inferiore. Il controllo di alcuni esemplari fessurati ha rivelato difetti locali nel punto d'inizio della cricca, per inclusioni di scorie e non sufficiente penetrazione. In Figura 24 sono riportati i dati relativi alle prove condotte a Pisa e Delft.

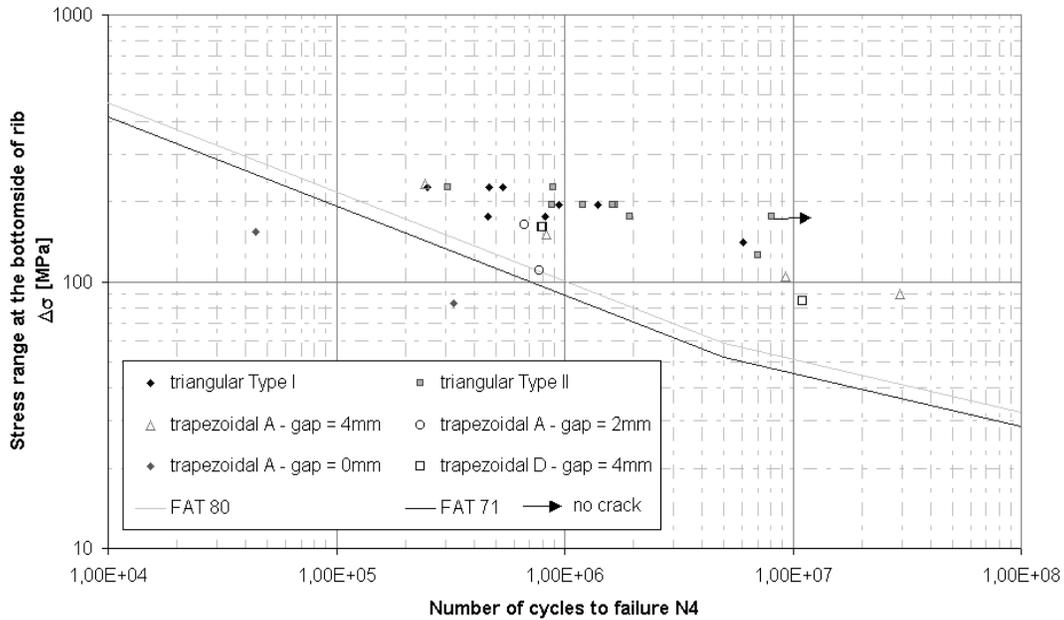


Figura 24. Prove a fatica ad ampiezza costante sulla giunzione di testa dell'irrigidimento (Pisa e Delft)

Si conclude evidenziando quanto segue:

- l'apertura del vertice condiziona notevolmente le prestazioni a fatica, infatti un'apertura non sufficiente (<3 mm) può causare dei difetti di penetrazione;
- i giunti effettuati sotto protezione funzionano meglio nella saldatura testa a testa rispetto alla piena penetrazione, a condizione naturalmente di non avere grossolani difetti di penetrazione;
- l'apertura del vertice della giunzione tra irrigidimento trapezio e lastra non sembra essere rilevante per la vita a fatica. In Figura 25 si riportano i dati relativi a studi condotti in Giappone nel 1988 che mostrano l'importanza dell'apertura del vertice;
- le nervature triangolari sembrano funzionare meglio di quelle trapezie;
- gli effetti delle tensioni residue incrementano la tensione nei punti d'inizio della cricca e quindi diminuiscono la resistenza. Alcuni lavori di ricerca hanno confrontato le differenti tecniche di saldatura e le prestazioni ottenute rispetto la distribuzione delle tensioni residue e le tensioni sotto fatica (Figura 26).

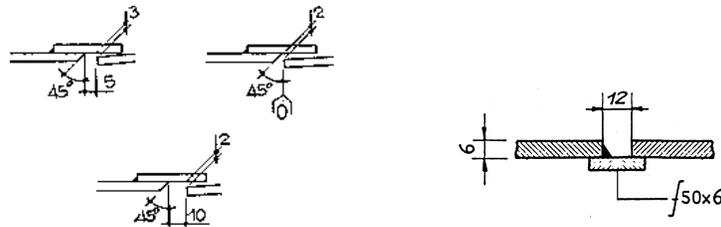


Figura 25. Dettaglio della giunzione di testa dell'irrigidimento trapezio con piattino d'appoggio

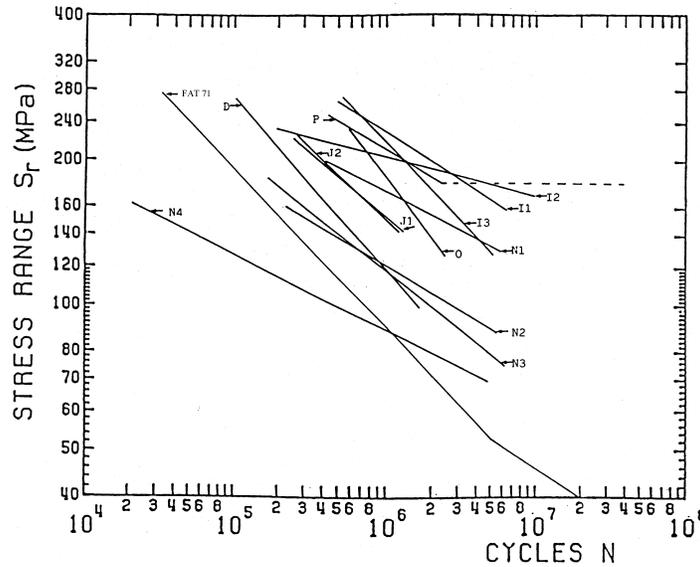


Figura 26. Confronto delle curve a fatica sperimentali ottenute da differenti ricercatori sul giunto di testa dell'irrigidimento longitudinale

1.11.IMPOSTAZIONE DELLE PROVE DI STABILITÀ A TAGLIO

Per approntare la prova di stabilità a taglio delle travi d'acciaio inossidabile austeno ferritico e confrontare i dati con analoghe prove condotte su travi d'acciaio al carbonio, sono stati raccolti dei dati sperimentali di bibliografia rispetto la resistenza ultima a taglio V_u di travi a sezione aperta a doppio T. In Figura 27 è riportato lo schema statico di una tipica trave oggetto della prova per la determinazione del carico critico di stabilità a taglio: l'esemplare è una trave con pannello d'anima rinforzato trasversalmente con doppi irrigidimenti sia agli appoggi sia in corrispondenza del punto d'applicazione del carico concentrato. La presenza delle piattabande contribuisce alla resistenza ultima a taglio della trave e saranno considerate nella valutazione dei dati sperimentali.

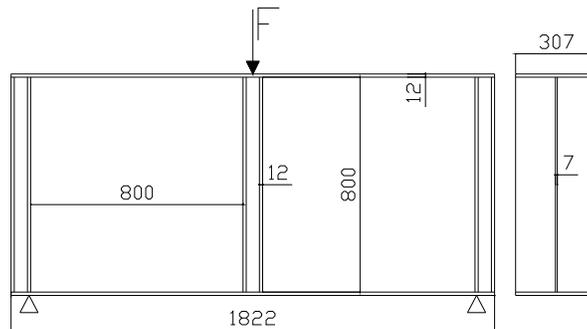


Figura 27. Schema di carico per la prova di stabilità a taglio nella trave

La ricerca bibliografica ha prodotto una grande quantità di dati, come ricapitolato in Tabella 13, di cui pochi riguardano prove su travi in acciaio inossidabile, il che conferma l'asserzione che i metodi di progettazione attuali sono basati specificatamente sul comportamento dell'acciaio al carbonio tradizionale, anche se l'acciaio inossidabile ha proprietà meccaniche chiaramente differenti riguardo il comportamento anisotropo e non lineare del rapporto della tensione rispetto la deformazione.

Con lo scopo di confrontare i dati provenienti dalle prove di stabilità di differenti travi e condurre un'indagine statistica con un numero minimo d'esemplari, almeno 3, si determina il valore di V_u , normalizzato a t , spessore dell'anima della trave, e riferito anche al rapporto a/h , dove a e h sono rispettivamente la larghezza e l'altezza del pannello. Il valore del momento di plasticizzazione nominale di una sezione trasversale M_f , è influenzato dal contributo di rigidità della piattabanda dato da $f_{y,p}$, t_f e $b_f = M_f / (h + t_f)$ [kNm] dove b_f , t_f e $f_{y,p}$ sono rispettivamente la larghezza, lo spessore e la tensione di snervamento della piattabanda.

Tabella 13. Dati sperimentali di letteratura

n. di risultati sperimentali per tipologia di provino	Campi geometrici studiati		
	dimensioni	acciai al C	inossidabili
trave d'acciaio al carbonio	t (mm)	1 – 10	4
trave d'acciaio inossidabile austenitico EN 1.4301	b (mm)	250 – 1300	150 – 800
trave d'acciaio duplex EN 1.4462	a / b	0.5 – 15	1 - 3.25

I dati sulle travi d'acciaio al carbonio sono indicati in Figura 28 e in Tabella 14.

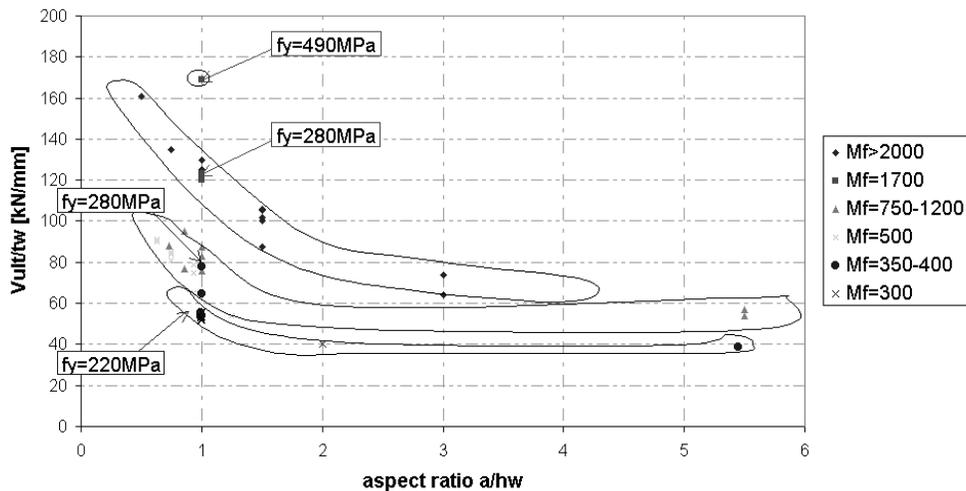


Figura 28. Raccolta dei dati sperimentali relativi a prove di stabilità a taglio in travi d'acciaio al carbonio; resistenza ultima a taglio normalizzata allo spessore dell'anima rispetto il rapporto tra le dimensioni

Tabella 14. Dati sperimentali su travi d'acciaio al carbonio

a	hw	tw	bf	tf	E	f _{yw}	f _{yf}	l	Vult	a/hw	Vult/tw	Mf
mm	mm	mm	mm	mm	kN/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	mm	kN		kN/mm	kN*m
1200	600	2,07	200	10	210	211	247	1200	83	2	40,09662	301
600	600	2,07	200	10	210	211	247	1200	111	1	53,62319	301
600	600	2,08	200	10	210	211	247	1200	115	1	55,28846	301
600	600	2,01	200	10	210	211	247	1200	113	1	56,21891	301
595	598	1,98	201	10	210	232	252	1189	105	0,994983	53,0303	308
596	599	1,98	201	10,1	210	221	250	1191	106	0,994992	53,53535	309
595	598	1,97	201	10,1	210	228	254	1190	102	0,994983	51,77665	314
597	598	1,97	201	10,1	210	224	255	1193	102	0,998328	51,77665	315
595	599	1,91	200	10	210	219	284	1189	102	0,993322	53,40314	346
595	599	1,91	200	10	210	219	284	1191	106	0,993322	55,49738	346
2490	457,2	3,1	102	9,7	210	215	755	2490	120	5,446194	38,70968	349
594	594	2	250	12	210	276	212	2670	129	1	64,5	385
594	594	2	250	12	210	276	212	1070	156	1	78	385
600	800	1	249	12	210	216	206	3000	81	0,75	81	500
600	800	1	249	12	210	216	206	2400	84	0,75	84	500
600	800	1	249	12	210	216	206	1800	85	0,75	85	500
500	800	1	249	12	210	216	206	3000	90	0,625	90	500
500	800	1	249	12	210	216	206	2500	91	0,625	91	500
1000	800	1	250	10	210	216	262	2750	54	1,25	54	531
1000	800	1	250	10	210	216	262	1750	54	1,25	54	531
750	800	1	250	10	210	216	262	2750	65	0,9375	65	531
750	800	1	250	10	210	216	262	2000	65	0,9375	65	531
750	800	1	250	10	210	216	262	1250	75	0,9375	75	531
750	800	1	250	10	210	216	262	750	79	0,9375	79	531
2515	457,2	4,3	127	16,3	210	236	783	2515	245	5,500875	56,97674	767
700	813	4,06	209	12	210	265	429	2845	312	0,861009	76,84729	888
700	813	4,06	212	12	210	265	429	1397	387	0,861009	95,3202	900
2515	457,2	4,3	127	19,1	210	236	790	2515	232	5,500875	53,95349	913
1000	1000	2,5	200	16,4	210	200	281	1000	190	1	76	937
1000	1000	2,5	200	16,4	210	200	281	1000	190	1	76	937
732	1000	4,4	300	15,1	210	169,7	226,6	1464	388	0,732	88,18182	1042
732	1000	4,4	300	15,1	205	169,7	226,6	1464	388	0,732	88,18182	1042
732	1000	4,4	300	15,1	205	169,7	226,6	1464	388	0,732	88,18182	1042
1000	1000	2,5	200	20,1	210	200	281	1000	207	1	82,8	1152
1000	1000	2,5	200	20,2	210	200	281	1000	219	1	87,6	1158
1200	1200	4,5	240	12	210	490	491	1200	760	1	168,8889	1714
1000	1000	2,5	200	29,7	210	200	281	1000	308	1	123,2	1719
1000	1000	2,5	200	29,7	210	200	281	1000	300	1	120	1719
1270	1270	4,98	310	19,5	210	253	259	1905	623	1	125,1004	2019
1270	1270	4,98	310	19,5	210	253	259	1905	645	1	129,5181	2019
1905	1270	4,9	308	19,8	210	253	261	1905	516	1,5	105,3061	2053
953	1270	4,9	308	19,8	210	253	261	1905	662	0,750394	135,102	2053
635	1270	4,9	308	19,8	210	253	261	1905	787	0,5	160,6122	2053
3810	1270	5,08	305	19,1	210	263	284	3810	375	3	73,8189	2133
1905	1270	5,08	305	19,1	210	263	284	1905	445	1,5	87,59843	2133
1905	1270	5,08	305	19,1	210	263	284	3810	516	1,5	101,5748	2133
3810	1270	3,33	305	19,1	210	307	288	3810	213	3	63,96396	2163
1905	1270	3,33	305	19,1	210	307	288	1905	334	1,5	100,3003	2163
1905	1270	3,33	305	19,1	210	307	288	3810	352	1,5	105,7057	2163

I pochi dati raccolti sulle travi d'acciaio inossidabile sono stati indicati in Figura 29 e in Tabella 15.

In Figura 30 sono paragonati i dati relativi all'acciaio inossidabile e i dati dell'acciaio al carbonio.

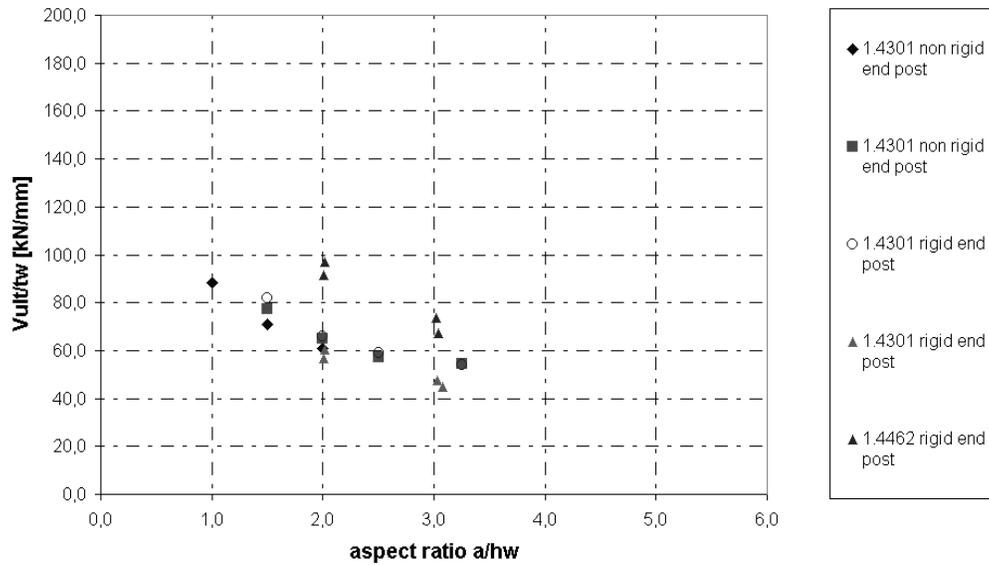


Figura 29. Dati sperimentali sulle travi d'acciaio inossidabile. Resistenza a taglio ultima, normalizzata allo spessore dell'anima rispetto il rapporto delle dimensioni.

Tabella 15. Dati sperimentali su travi d'acciaio inossidabile

stainless steel grade	specimen nominal dimensions [mm]					material properties [MPa]					a/hw	[kN/mm] Vult/tw	[kN m] Mf
	hw	tw	bf	tf	L	a	fyw	fyf	Ew				
EN 1.4301	500	8	200	20	1000	500	323	267	1,91E+05	1,00	>100	555	
EN 1.4301	500	8	200	20	1500	750	323	267	1,91E+05	1,50	>100	555	
EN 1.4301	500	8	200	20	2000	1000	323	267	1,91E+05	2,00	>100	555	
EN 1.4301	500	6	200	20	1000	500	323	267	1,77E+05	1,00	>100	555	
EN 1.4301	500	6	200	20	1500	750	323	267	1,77E+05	1,50	>100	555	
EN 1.4301	500	6	200	20	2000	1000	323	267	1,77E+05	2,00	>100	555	
EN 1.4301	500	4	200	20	1000	500	301	267	1,97E+05	1,00	88,1	555	
EN 1.4301	500	4	200	20	1500	750	301	267	1,97E+05	1,50	71,1	555	
EN 1.4301	500	4	200	20	2000	1000	301	267	1,97E+05	2,00	60,7	555	
EN 1.4301	500	4	200	20	2200	500	301	267	1,97E+05	1,00	>100	555	
EN 1.4301	500	4	200	20	2700	750	301	267	1,97E+05	1,50	>100	555	
EN 1.4301	400	4	200	20	2860	1300	301	267	1,97E+05	3,25	54,5	448	
EN 1.4301	500	4	200	20	2760	1250	301	267	1,97E+05	2,50	57,0	555	
EN 1.4301	600	4	200	20	2660	1200	301	267	1,97E+05	2,00	65,2	662	
EN 1.4301	700	4	200	20	2360	1050	301	267	1,97E+05	1,50	77,3	768	
EN 1.4301	400	4	200	20	2860	1300	301	267	1,97E+05	3,25	53,8	448	
EN 1.4301	500	4	200	20	2760	1250	301	267	1,97E+05	2,50	59,1	555	
EN 1.4301	600	4	200	20	2660	1200	301	267	1,97E+05	2,00	65,7	662	
EN 1.4301	700	4	200	20	2360	1050	301	267	1,97E+05	1,50	81,8	768	
EN 1.4301	146	4,0	200	12	1049	449	297	285	2,00E+05	3,08	44,6	107	
EN 1.4301	297	4,0	199	12	2100	901	297	285	2,00E+05	3,03	47,5	208	
EN 1.4301	597	4,0	200	12	2998	1200	297	285	2,00E+05	2,01	56,5	413	
EN 1.4301	793	4,0	201	12	3997	1600	297	285	2,00E+05	2,02	60,6	567	
EN 1.4462	148	4,0	200	13	1051	450	573	525	2,00E+05	3,04	67,3	221	
EN 1.4462	298	4,0	200	13	2100	900	573	525	2,00E+05	3,02	73,6	429	
EN 1.4462	597	4,0	203	13	2996	1200	573	525	2,00E+05	2,01	91,6	844	
EN 1.4462	795	4,0	202	13	3997	1600	573	525	2,00E+05	2,01	97,0	1115	

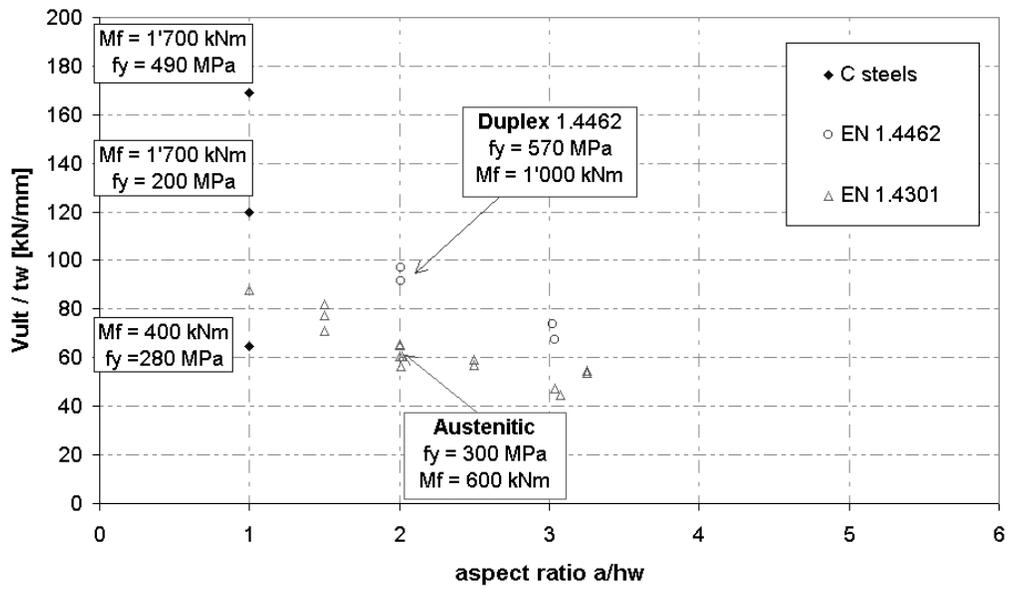


Figura 30. Confronto tra i dati relativi sia alle travi d'acciaio al carbonio che in acciaio inossidabile

2.PROPRIETÀ MECCANICHE E DURABILITÀ

2.1.INTRODUZIONE

Gli acciai inossidabili nascono nelle prime decadi del'900 in Gran Bretagna e Germania per andare incontro a specifiche condizioni di servizio e risolvere differenti problemi d'applicazione. Gli acciai inossidabili si distinguono in quattro gruppi a seconda della loro struttura metallurgica, (gli austenitici, i ferritici, gli austeno ferritici o duplex e i martensitici). Gli austenitici e gli austeno ferritici sono i gruppi adatti e utilizzati per la costruzione di strutture. In particolare, la peculiarità del duplex è di presentare un'ottima resistenza alla corrosione ed è consigliato per le condizioni d'aggressività più consistente (presenza continua di forte umidità, elevata temperatura dell'ambiente ed aria inquinata particolarmente aggressiva) in ubicazione industriale e marina.

Per gli scopi della ricerca sono state prodotte 26 lamiere d'acciaio inossidabile duplex Uranus 45NMo per un peso totale di 29 t, ottenute da tre differenti colate. Durante la produzione sono state eseguite delle prove preliminari sulla lamiera di spessore 20 mm per controllare la conformità con le proprietà previste. E' stata quindi condotta un'approfondita indagine sulle proprietà meccaniche base per ogni spessore di lamiera prodotta, per la determinazione e ottimizzazione della composizione della microstruttura e le proprietà meccaniche del materiale, utilizzando i risultati delle prove di caratterizzazione portate a termine quali le prove di trazione, di resilienza Charpy V e CTOD su provini con tacca a varie temperature, con lo scopo di acquisire informazioni utili per le simulazioni e l'analisi numeriche sia in fase precedente sia successiva alla campagna di prove sperimentali in laboratorio.

La parte finale del capitolo descrive le prove concernenti l'accertamento della resistenza alla corrosione del duplex in Cl e condensa di Cl per simulare le situazioni in cui vi sono presenti connessioni saldate in luoghi marini molto aggressivi per applicazione quale materiale strutturale in ponti sospesi. Si riportano i risultati del programma delle prove di corrosione nei luoghi d'esposizione degli esemplari saldati.

2.2.ABSTRACT

The stainless steel is born in the first decades of the '900th in Great Britain and Germany in order to go encounter to specific conditions of service and for resolving different problems of application. The stainless steel is distinguished in four groups to second of their metallurgical structure, (the austenitic, the ferritic, the austeno ferritic or duplex and the martensitic). The austenitic and austeno ferritic are the groups adapted and uses for the construction of structures. In particular, the peculiarity of the duplex is to introduce an optimal resistance to the corrosion and is advised for the conditions of more elevated aggressiveness (continuous presence of strongly humidity, elevated room temperature and particularly aggressive polluted air) in industrial and marine location.

For the scopes of the search they have been produced to 26 stainless steel sheets duplex Uranus 45NMo for an all up weight of 29 t, obtained from three different strained. During the production the preliminary tests have been carried out on the sheet of thickness 20 mm in order to control the conformity with the previewed property. It was therefore lead a deepened surveying on the mechanical property base for every thickness of sheet produced for the determination and optimization of the composition of the microstructure and the mechanical property of the material with turns out of the tests of characterization carried out which the traction tests and resilience tests Charpy V on specimens with heel to several temperatures, the scope to acquire useful information for the numerical simulations and analysis are in previous phase that successive to the experimental tests in laboratory.

The final part of the text describes the tests relative to the assessment of the corrosion resistance of the duplex in Cl and condenses of Cl in order to simulate the situations in which there are present welded joints in places with much aggressive air for structural which material for application as in the suspended bridges. The results of the program of the tests of corrosion in the places of exposure of the welded specimens are given.

2.3. CRONOLOGIA

I primi acciai duplex presentano un bilancio di ferrite e austenite non favorevole, con il risultato di scarse proprietà meccaniche, sopra tutto nelle zone termicamente alterate della saldatura, dovute alla precipitazione dei grani di carburo.

Negli anni '60 è quindi ridotta la quantità di carbonio arrivando a meno dello 0.08%, con una corrispondente aggiunta di molibdeno e nickel. Sebbene i duplex così prodotti dimostrino di possedere una migliore resistenza alla corrosione intergranulare dei vari gradi austenitici, in caso di saldatura ad arco a basso apporto termico, il loro alto livello di ferrite riduce la solubilità del carbonio e grani di precipitato si formano ancora con gradi di carbonio minori dello 0.03%. Tutto ciò si traduce in una corrosione intergranulare e ridotta duttilità nella zona saldata.

Negli anni '70, con lo sviluppo del duplex al 22% di cromo, molibdeno e azoto, ci si focalizza perciò sulla sensibilità alla corrosione intergranulare nella zona termicamente alterata. Gli studi sul ruolo dell'azoto nel controllare la microstruttura dei cicli termici di saldatura, condotti negli anni '80, evidenziano l'importanza di tale elemento nella cinetica della trasformazione di fase dallo stato solido critico sotto condizioni di quasi equilibrio; inoltre l'azoto aumenta la resistenza alla corrosione per pitting. Nasce così una nuova generazione dei duplex con migliorate proprietà di saldatura.

Negli anni '90, con lo sviluppo dell'acciaio inossidabile super duplex il bilancio e la composizione della ferrite e austenite sono ottimizzati per migliorare proprietà come la resistenza alla corrosione per pitting. L'aggiunta di cromo in lega consente una superiore resistenza meccanica e alla corrosione. Contemporaneamente, sono migliorate le caratteristiche delle leghe del duplex standard (alta resistenza meccanica, buona resistenza alla corrosione, buona saldabilità e lavorabilità).

Attualmente il duplex più comune è indicato, nella norma EN 10088, con la sigla EN 1.4462 (UNS 1803/S32205), prodotto in un'ampia gamma dimensionale, mentre il meglio conosciuto dal punto di vista commerciale è l'EN 1.4362 (UNS S32304).

In Tabella 16 e Tabella 17 sono riportate le percentuali degli elementi principali presenti in lega per i duplex citati e le rispettive proprietà meccaniche (tensione caratteristica a snervamento, la tensione caratteristica a rottura e l'allungamento percentuale).

Tabella 16. Composizione chimica dei duplex più noti

Nomenclatura		Composizione chimica				
EN 10088-2	UNS	C	Cr	Ni	Mo	N
		[%]	[%]	[%]	[%]	[%]
1.4462	S31803	0.03	22	5	3	0.17
1.4362	S32304	0.03	23	4	0.2	0.1

Tabella 17. Caratteristiche meccaniche dei duplex più noti

Nomenclatura		Caratteristiche meccaniche		
EN 10088-2	UNS	f_t [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	A [%]
1.4462	S31803	660-950	460	20
1.4362	S32304	600-850	400	20

Per quanto riguarda la produzione attuale, in Tabella 18 si riportano i duplex disponibili sul mercato con le rispettive composizioni chimiche e la tensione di snervamento come valore di riferimento delle proprietà meccaniche.

E' da rilevare che accanto al grado più noto e consolidato EN 1.4462 (22Cr5Ni3MoN) sono stati inclusi l'EN 1.4362, l'EN 1.4410 e l'EN 1.4162.

Il tipo EN 1.4362 (23Cr4NiN) è presente da anni e sviluppato per collocarsi come prestazioni tra gli austenitici AISI 304 (18Cr10Ni) e AISI 316 (17Cr10Ni2Mo).

Il tipo EN 1.4410 rappresenta la categoria dei cosiddetti "super-duplex", per affrontare ambienti chimici e petrolchimici d'eccezionale severità, ma è sovradimensionato per il rapporto costo/prestazioni nelle applicazioni strutturali.

Il tipo EN 1.4162 è l'ultimo nato, il cui sviluppo è stato spinto dalla necessità di ridurre il costo sostituendo parte del Ni con aggiunte elevate di Mn (circa 5%) e N per avvicinarlo all'acciaio inossidabile austenitico AISI 304 (o 1.4301). Si tratta pertanto di una promettente sfida per il futuro in applicazioni strutturali previste in ambienti fino a C3, se potrà essere offerto a costi inferiori al 304 e disponibile in varie forme e dimensioni e presso diversi produttori. Le proprietà meccaniche e il comportamento a fatica e a saldatura dell'EN 1.4162 sono in sostanza le medesime dell'EN 1.4462, però il basso contenuto di nichel rende questi duplex meno sensibili alle fluttuazioni di prezzo del mercato che presentano perciò una valida combinazione di proprietà meccaniche, resistenza alla corrosione e stabilità strutturale rispetto al costo molto competitivo (2000 €/t, primi mesi del 2004).

Tabella 18. Composizione chimica dei duplex prodotti

Nomenclatura	Composizione chimica						$R_{0,2}$
	C	N	Cr	Ni	Mo	Altri	[N/mm ²]
EN 1.4162	0,03	0,22	21,5	1,5	0,3	5 Mn	480
EN 1.4501	0,02	0,27	25	7	3,8	W, Cu	450
EN 1.4362	0,02	0,10	23	4,8	0,3	-	510
EN 1.4462	0,02	0,17	22	5,7	3,1	-	507
EN 1.4410	0,02	0,27	25	7	4	-	590

In Tabella 19 e Tabella 20 sono riportate la composizione chimica e le caratteristiche meccaniche dell'acciaio (al carbonio) ad alta resistenza S460, volendo fare un confronto tra acciai inossidabili e al carbonio con resistenza a snervamento paragonabile.

Tabella 19. Composizione chimica del S460

Nomenclatura		Composizione chimica											
EN 10027-2	UNS	C	S _i	M _n	P	S	N _b	V	Al _{tot}	T _i	M _o	N _i	N
		[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]
1.8827	S460	0.16	0.60	1.70	0.035	0.030	0.05	0.12	0.02	0.05	0.20	0.45	0.025

Tabella 20. Proprietà meccaniche del S460

Nomenclatura		Caratteristiche meccaniche		
EN 10027-2	UNS	f_t	f_y	A
		[N/mm ²]	[N/mm ²]	[%]
1.8827	S460	530-720	460	17

2.4.METALLURGIA

Le lamiere scelte per le indagini sono elencate in Tabella 21.

Tabella 21. Spessore, peso e numero di lamiera e colata per le lamiere in UR45NMo

Spessore [mm]	Lamiera	Colata	Peso [kg]
7	45514	F6435	7392
12	45813	F7158	12672
20	44587	F6435	5760
30	45807	F7158	2880

La composizione chimica per ogni lamiera e per la relativa colata sono date in Tabella 22; è posto in evidenza il fatto che le composizioni sono conformi al codice EN 10088-2 e ASTM A240.

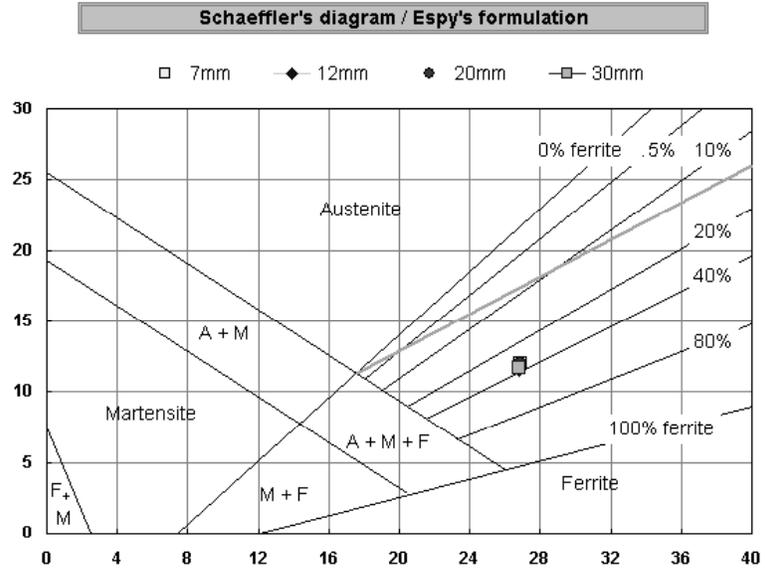
Tabella 22. Composizione chimica (peso %) e valore EN (EN=%Cr+3.3%Mo+16%N₂).

Numero colata	F6435	F6435	F6435	F7158	F7158	F7158	EN	ASTM	
Numero lamiera	-	45514	44587	-	45813	45807	1.4462	UNS	
Spessore [mm]	-	7	20	-	12	30		S32205	
Composizione chimica [%]	C	0.03	0.02	0.02	0.02	0.02	≤0.03	≤0.03	
	S	0.0006	0.0001	<0.0001	0.0001	<0.0001	<0.0001	≤0.015	≤0.02
	P	0.024	0.024	0.025	0.026	0.026	0.026	≤0.035	≤0.03
	Si	0.530	0.530	0.531	0.499	0.499	0.500	≤1.0	≤1.0
	Mn	1.69	1.70	1.72	1.66	1.66	1.66	≤2.0	≤2.0
	Ni	6.15	6.26	6.18	6.01	6.01	6.03	4.5-6.5	4.5-6.5
	Cr	22.49	22.71	22.66	22.61	22.61	22.60	21.0-23.0	22.0-23.0
	Mo	3.03	3.01	3.00	3.01	3.01	3.02	2.5-3.5	3-3.5
	Cu	-	0.115	0.117	0.169	0.169	0.169	-	-
	Sn	-	0.007	0.007	0.007	0.007	0.007	-	-
	Al	-	0.009	0.010	0.011	0.011	0.011	-	-
	V	-	0.077	0.078	0.071	0.071	0.071	-	-
	Ti	-	0.0010	0.0010	0.0010	0.0010	<0.0030	-	-
	Co	-	0.0380	0.0390	0.0380	0.0380	0.0380	-	-
	Nb	-	0.0030	0.0020	0.0030	0.0030	<0.0030	-	-
	B	-	-	0.0012	0.0020	0.0020	0.0021	-	-
W	-	0.005	0.005	0.004	0.004	0.004	-	-	
N ₂	0.191	0.187	0.187	0.181	0.181	0.184	0.1-0.22	0.14-0.2	
EN	35.54	35.64	35.55	35.62	35.44	35.51	-	-	

L'elevato tenore di nichel e azoto vanno a beneficio delle proprietà meccaniche del materiale; le composizioni chimiche rimangono in ogni modo simili e i valori di EN (numero equivalente di resistenza alla puntinatura, EN=%Cr+3.3%Mo+16%N₂) calcolati con la composizione di alcuni elementi in lega si tengono molto vicini a 35.5, il che indica una buona resistenza alla corrosione localizzata.

Data la natura bifasica del materiale, per predire la corretta microstruttura dell'acciaio duplex, si utilizza il diagramma di Schaeffler con la formulazione di Espy (Figura 31) che descrive la microstruttura di un metallo come saldato.

Chemical composition (%)				
	7mm	12mm	20mm	30mm
C	0,02	0,02	0,02	0,02
S	0,0001	0,0001	0,0001	0,0001
P	0,02	0,03	0,03	0,03
Si	0,53	0,499	0,531	0,5
Mn	1,7	1,66	1,72	1,66
Ni	6,26	6,01	6,18	6,03
Cr	22,71	22,61	22,66	22,6
Mo	3,01	3,01	3	3,02
Cu	0,115	0,169	0,117	0,169
Al	0,009	0,011	0,01	0,011
V	0,07	0,071	0,078	0,071
Ti	0,001	0,001	0,001	0,003
Co	0,038	0,038	0,039	0,038
Nb	0,003	0,003	0,002	0,003
W	0,005	0,004	0,005	0,004
N	0,187	0,181	0,187	0,184
Cr eq.	26,9	26,8	26,9	26,8
Ni eq.	12,0	11,6	11,9	11,7
Ferrite %	34	37	35	36



Ordinate : $Ni_{eq.} = Ni + 30C + x^{[1]} (N-0,045) + 0,87 + 0,33Cu$ Front rate : $Cr_{eq.} = Cr + Mo + 1,5Si + 0,5Nb + 5V + 3Al + 0,75W$
^[1] $x = 30$ for $N = 0,0,2$; $x = 22$ for $x = 0,21/0,25$; $x = 20$ for $N = 0,26/0,35$.

Figura 31. Digramma di Schaeffler/Espy

Il diagramma fornisce un'idea qualitativa della composizione chimica che soddisfa la percentuale d'austenite e di ferrite ottimale per conferire le caratteristiche di resistenza meccanica e alla corrosione tipica del duplex per i quattro spessori di lamiera considerati. La percentuale di ferrite che si ottiene è basata quindi sulla composizione chimica e non considera il trattamento termo meccanico industriale.

Nello specifico, per i quattro spessori considerati, la percentuale di ferrite risultante va dal 35% al 40%. Tale percentuale è inferiore al 50% necessario per l'equilibrio con la fase austenitica ma va in beneficio per soddisfare la quantità di ferrite nella zona termicamente alterata (ZTA) al momento della saldatura.

Le micrografie riportate in Figura 32 e in Figura 33 mostrano la struttura duplex tipica.

Per quanto riguarda la previsione della microstruttura, si utilizzano software specifici, ad esempio Formulinox fornisce le seguenti informazioni, oltre la valutazione della ferrite sia nella zona termicamente alterata che nel materiale saldato:

- prevedere la microstruttura intesa come il numero di ferrite e rischio di precipitazione in fase intermetallica,
- alcune proprietà meccaniche come la durezza, la resistenza ultima a trazione e a corrosione, in particolare la temperatura critica a puntinatura (CPT nella soluzione ferrosa del cloruro secondo ASTM G48A).

Il calcolo si basa oltre che sulla composizione chimica della saldatura, sulle dimensioni del giunto saldato, sui parametri di saldatura (procedimento, apporto termico...) e la temperatura di trattamento termico.

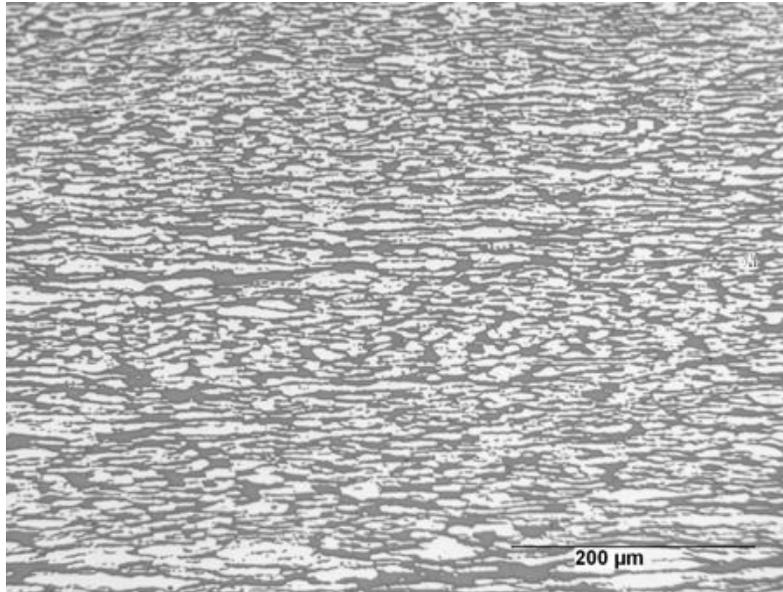


Figura 32. Micrografia della microstruttura dell'acciaio inossidabile austeno ferritico UR45NMo al bordo (austenite in bianco, ferrite in marrone) (lamiera numero 45514, colata numero F6535, spessore 7 mm)

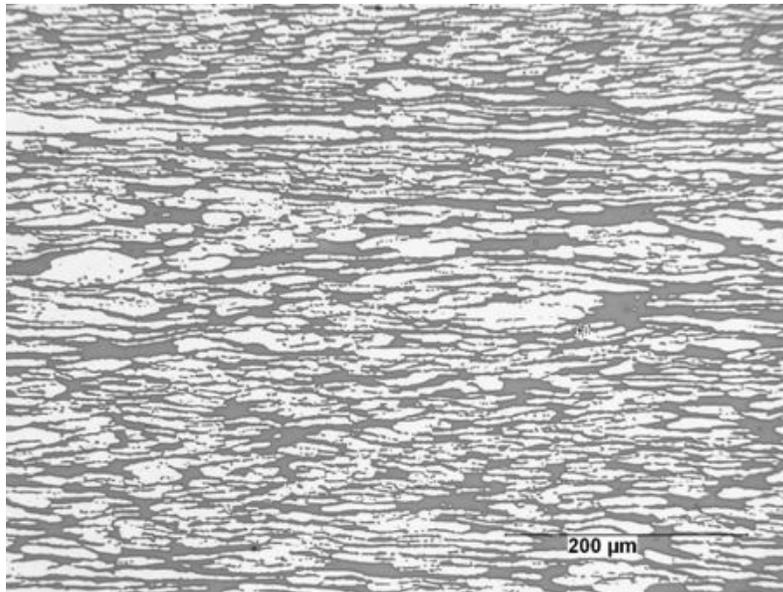


Figura 33. Micrografia della struttura dell'acciaio inossidabile austeno ferritico a un quarto dello spessore (austenite in bianco, ferrite in marrone) (lamiera numero 45514, colata numero F6535, spessore 7 mm)

Tutti le micrografie mostrano una microstruttura austenitica e ferritica pulita, senza fasi intermetalliche, o precipitati di carbo nitriti. Si nota una differenza chiara nell'indurimento fra la superficie e il cuore della lamiera, particolarmente con l'aumento dello spessore. Per quanto riguarda il soddisfacimento della ferrite, tutti i risultati sono circa uguali e non superiori al 40%. I valori misurati e previsti sono molto simili (Figura 34), leggermente superiori alla valutazione ricavata dal diagramma di Schaeffler/Espy, per i motivi precedentemente illustrati. Le lamiere che contengono una quantità

minore di austenite (lamiera numero 45813, spessore 12 mm e numero 45807, spessore 30 mm dalla colata F7158) esibiscono un soddisfacimento più elevato di ferrite.

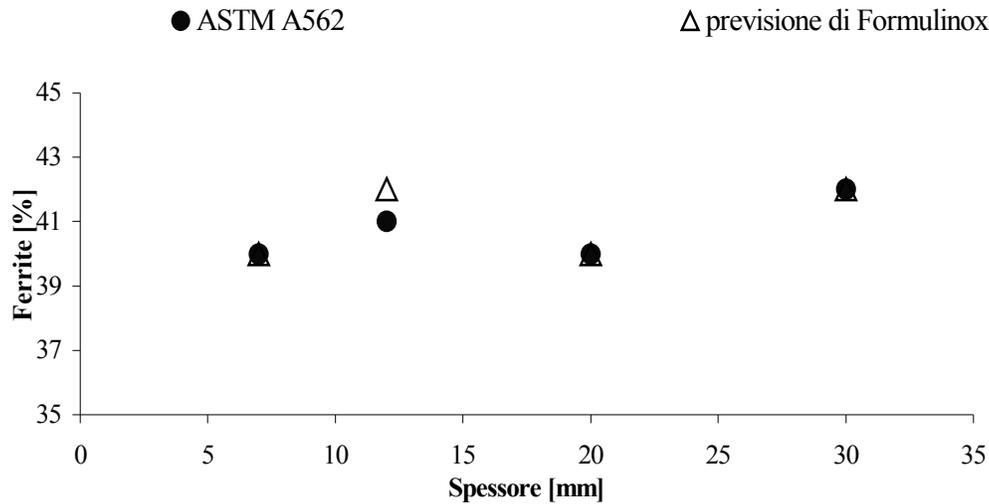


Figura 34. Confronto tra i risultati del metodo ASTM A562 e la previsione Formulinix

2.5. CARATTERISTICHE MECCANICHE

2.5.1. Diagramma della tensione rispetto la deformazione

Un acciaio inossidabile presenta, in generale, un andamento arrotondato tra il comportamento elastico lineare fino al limite di snervamento e il comportamento plastico fino all'incrudimento. Pertanto il limite di snervamento, non è individuato da un punto ben definito, è convenzionalmente indicato come il carico che dà luogo a una deformazione permanente pari allo 0.2%, indicato con $R_{0,2}$ durante la prova di trazione (Figura 35).

In riferimento a $R_{0,2}$, sono state osservate notevoli discrepanze fra i modelli numerici basati su tale valore di riferimento e le osservazioni sperimentali corrispondenti. Questo è dovuto al fatto che il limite di snervamento, così definito negli studi numerici, è indipendentemente dal modello costitutivo del materiale impiegato. Specificatamente, accade che la deformazione della superficie assume valori significativi anche per piccole deformazioni plastiche della superficie ma non è evidenziata ove si adatti il valore $R_{0,2}$ per definire lo snervamento. Ove si adottino modelli numerici che tengano conto del legame costitutivo del materiale (tensione-deformazione, scostamento del limite di proporzionalità elastica) alcuni autori hanno verificato valori di deformazione della sezione analizzata, sottostimati.

Qualora si adottino quindi leggi semplificate σ - ϵ che considerino il valore di snervamento $R_{0,2}$ non sono evidenziate piccole deformazioni plastiche. E' stato quindi proposta la definizione di un nuovo limite di

proporzionalità elastica, usualmente indicato con $R_{0,01}$, per definire lo snervamento iniziale negli studi numerici.

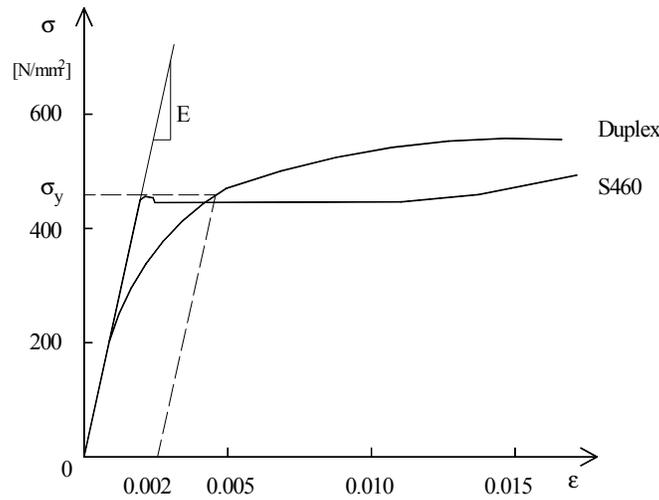


Figura 35. Curva della tensione rispetto la deformazione per gli acciai duplex e S460

L'Eurocodice 3 parte 1-4 fornisce alcune regole speciali per l'acciaio inossidabile ma per lo più fa riferimento alle specifiche per l'acciaio al carbonio riportate nella parte 1-1. E' stato dimostrato che tale ricezione, senza alcuna modifica, porta a errori di sovrastima del 10% per i casi di carico governati dall'instabilità mentre nei casi in cui non governa l'instabilità, si ha una consistente sottostima della resistenza ultima. Questo fatto è da imputarsi al valore imposto del limite di snervamento in corrispondenza dello 0.2% della deformazione e al fatto che si trascurano gli effetti dell'anisotropia dell'acciaio inossidabile negli stati di lavorazione a freddo.

Con la riduzione dello spessore della lamiera, durante la fase di laminazione, le tessiture di ferrite e austenite diventano più acuminate e la microstruttura del duplex più affinata.

Come risultato dell'affinamento della dispersione della fase α/γ , dai contributi delle due fasi e dalla loro mutua interazione, si ha un cambiamento della resistenza della lamiera laminata a caldo che cresce e diventa spiccatamente anisotropa (Figura 36). La comparsa del comportamento anisotropo è stata spiegata in relazione alla differente tensione di snervamento tra l'austenite e la ferrite (Tabella 23).

Mentre la fase austenitica ha un comportamento isotropo, la fase ferritica ha un valore di snervamento minore nella direzione di laminazione; accade quindi che, durante il raffreddamento, la deformazione plastica inizi in tale direzione.

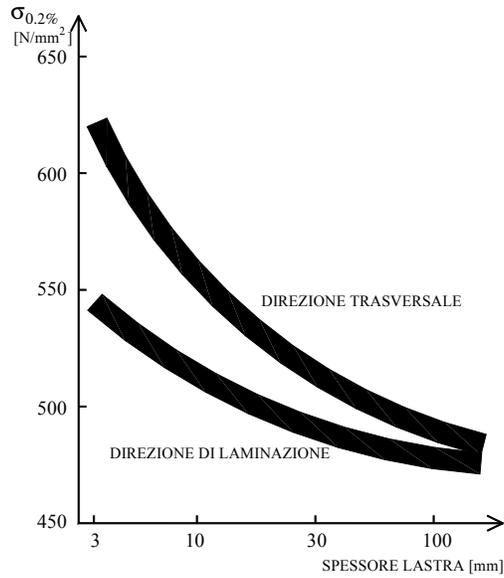


Figura 36. Variazione della tensione di snervamento rispetto allo spessore della lamiera

Tabella 23. Fasi del duplex

Fase	E [$\times 10^3$ N/mm ²]	f_y [N/mm ²]
Ferritica	445	500
Austenitica	303	560

2.5.2. Trazione

Curve di tensione convenzionali

La prima ipotesi è di considerare l'acciaio inossidabile duplex come materiale isotropo e omogeneo. Nella prova di tensione un esemplare è sottoposto a una forza di trazione crescente monoassialmente mentre sono condotte osservazioni simultanee dell'allungamento dell'esemplare. La curva di tensione rispetto la deformazione è ricavata dalle misure d'allungamento sotto carico dividendo il carico per l'area della sezione trasversale iniziale dell'esemplare.

$$R = \frac{P}{A_0}$$

La tensione nella curva tensione-deformazione è una tensione lineare media, ottenuta dividendo l'allungamento dell'esemplare d , per la lunghezza iniziale relativa L_0 .

$$e = \frac{d}{L_0} = \frac{\Delta L}{L_0} = \frac{L - L_0}{L_0}$$

Curve di tensione vere

La curva della forza applicata F rispetto l'area istantanea S è una curva nella quale si considera la variazione della sezione durante la prova di trazione:

$$\sigma = \frac{F}{S}$$

Considerando che la parte misurata dell'esemplare mantiene un volume costante durante la deformazione, si ha:

$$S_0 \cdot L_0 = S \cdot L = S \cdot (L + \Delta L)$$

da cui

$$S = \frac{S_0}{1 + \frac{\Delta L}{L_0}}$$

La deformazione lineare è descritta come segue:

$$\epsilon = \int_{L_0}^L \frac{dL}{L} = \ln \frac{L}{L_0} = \ln \frac{L_0 + \Delta L}{L_0}$$

da cui

$$\epsilon = \ln \left(1 + \frac{\Delta L}{L_0} \right)$$

Secondo il principio di Hooke:

$$\sigma = K \cdot \epsilon^n$$

da cui

$$\ln \sigma = \ln K + n \ln \epsilon$$

Si arriva quindi all'equazione di una retta in scala logaritmica con K come ordinata e n come incremento della zona plastica fino alla riduzione di sezione. Dai valori sperimentali della prova di trazione, nella zona di plastica fino alla riduzione di sezione, si calcola la tensione vera e deformazione vera e si disegna la linea retta. Quindi si determina K e n . A questo punto è possibile determinare le curve della tensione rispetto la deformazione a scala reale.

Le prove di trazione sono state effettuate su esemplari cilindrici per due temperature (20°C e -40°C) per due spessori (spessore 7 mm, diametro 5 mm, lunghezza 30 mm; spessore 30 mm, diametro 10 mm e lunghezza 70 mm); si utilizza una macchina di trazione monoassiale da 100 kN con i seguenti incrementi (da Tabella 24 a Tabella 27):

- per -40°C, la prova è controllata con 40 N/mm² /s
- per +20°C, la prova è controllata con 10 N/mm² /s

Tabella 24. Risultati della prova di trazione con direzione della sollecitazione parallela alla direzione di laminazione (colata F6435, lamiera 45514, spessore 7 mm)

Temperatura di prova [°C]	f_i [N/mm ²]	$R_{0,2}$ [N/mm ²]	A% [5d]	Z%
-40	916	619	54	77
20	791	565	46	78

Tabella 25. Risultato per la prova a trazione con sollecitazione trasversale alla direzione di laminazione (lamiera 45514, colata F6435, spessore 7 mm)

Temperatura di prova [°C]	f_i [N/mm ²]	$R_{0,2}$ [N/mm ²]	A% [5d]	Z%
-40	961	685	40	74
20	815	597	44	76

Tabella 26. Risultati della prova a trazione con sollecitazione parallela alla direzione di laminazione (lamiera 45807, colata F7158, spessore 30 mm)

Temperatura di prova [°C]	f_i [N/mm ²]	$R_{0,2}$ [N/mm ²]	A% [5d]	Z%
-40	852	576	48	77
20	724	503	41	74.5

Tabella 27. Risultati del test a trazione per provini trasversali alla direzione di laminazione (lamiera 45807, colata F7158, spessore 30 mm)

Temperatura di prova [°C]	f_i [N/mm ²]	$R_{0,2}$ [N/mm ²]	A% [5d]	Z%
-40	872	595	47	77
20	745	517	39	71

La resistenza a snervamento ($R_{0,2}$), la resistenza ultima a trazione (f_i) e l'allungamento misurato alla temperatura ambiente su entrambe le lamiere sono superiori ai valori di minimi richiesti da ASTM A240 (450 N/mm², 650 N/mm² e 25%). La diminuzione di f_i e di $R_{0,2}$ aumenta con lo spessore ed è più elevata nella direzione trasversale che parallela alla laminazione; ciò è usuale per la struttura duplex. Questa differenza è meno pronunciata per la lamiera da 30 mm che per la lamiera da 7 mm.

2.5.3. Durezza

I risultati delle misure di durezza realizzate sulle lamiere di spessore da 7 mm a 30 mm sono forniti in Tabella 28. I punti misurati sono distanti da 1 mm per lo spessore 7 mm e 1.5 mm per lo spessore 30 mm. Le indicazioni in ASTM A240 impongono un valore massimo di durezza pari a 293 HRB (310 HV) per l'S32205, valore più elevato della durezza misurata di Vickers. Di conseguenza, i risultati ottenuti nella sperimentazione sono stati conformi a questo campione. Le piccole differenze fra

le misurazioni in superficie e a metà spessore della lamiera più grossa sono dovute probabilmente all'indurimento superficiale.

Tabella 28. Risultati del test di durezza¹ (HV10)

numero colata	F6435	F7158
numero lamiera	45514	45807
spessore [mm]	7	30
posizione	durezza [HV]	durezza [HV]
1	247.4	254
2	245.7	247
3	243.5	241
4	241.6	238
5	242.6	242
6	243.5	231
7	x	233
8	x	228
9	x	223
10	x	227
11	x	227
12	x	229
13	x	233
14	x	240
15	x	242
16	x	248
17	x	246
18	x	245
19	x	255
durezza media	244	238

Per valutare la proprietà di durezza dell'acciaio inossidabile duplex Uranus 45NMo, sono stati preparati n.3 campioni con sezione 10 x 10 (lunghezza 55 mm) per ogni temperatura di prova, nelle due direzioni per le lamiere di spessore 20 mm e 30 mm. I risultati sono presentati in Figura 37 e Tabella 29.

¹ La prova di durezza è condotta in accordo alla norma EN ISO 6507-1.

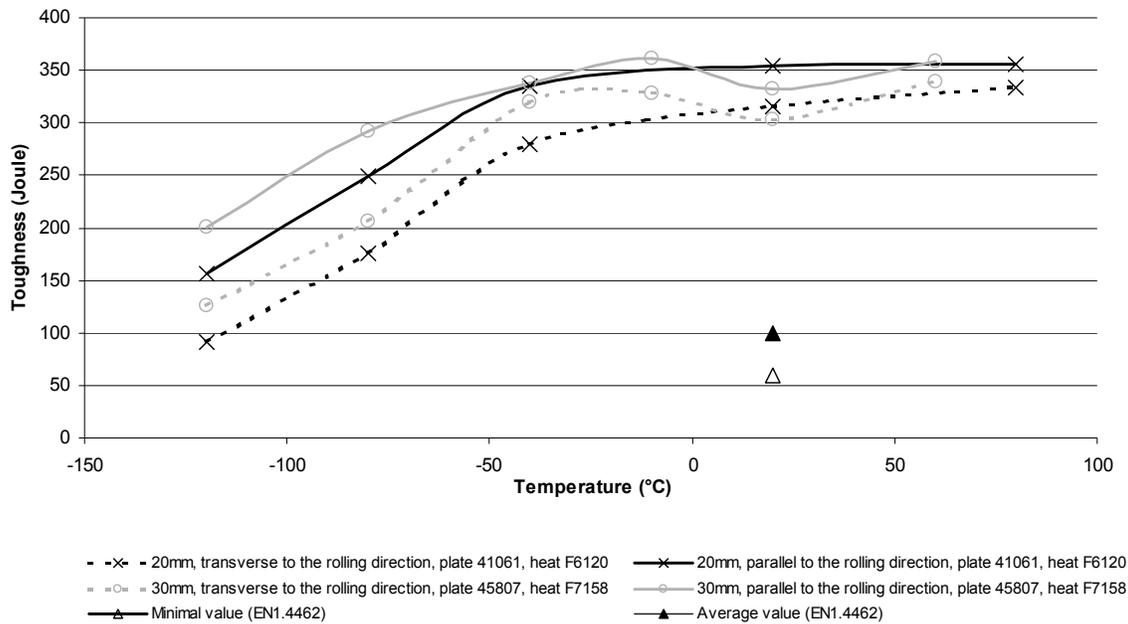


Figura 37. Durezza media dell'Uranus 45NMo (trasversale e parallelo rispetto la lunghezza del campione)

Osservazioni:

- la durezza delle due lamiere studiate, misurate a temperatura ambiente, è superiore ai valori minimi richiesti da EN 10088-2 per il grado EN 1.4462;
- la lamiera di spessore 20 mm ha un tenore più elevato di nichel che è benefico per la durezza;
- i valori di durezza rimangono ad alto livello fino -50°C e accettabili fino a -120°C. La variazione dei valori è dovuta alla dispersione della prova. Questi buoni risultati predicono un buon comportamento per le prove di CTOD sulla lastra spessa 30 mm;
- la durezza fornisce risultati inferiori quando è misurata sul campione prelevato nella direzione trasversale alla laminazione.

L'intaglio è perpendicolare alla superficie della lamiera e la direzione di propagazione della cricca è parallela alla direzione di laminazione per TL o trasversale alla direzione di laminazione per LT.

La prova di trazione è progettata per la lastra da 30 mm a -40°C, per paragonare i risultati a quelli già ottenuti.

Le prove di CTOD inoltre sono previste per questo spessore a due temperature (20°C e -40°C).

Tabella 29. Risultati della durezza (per ciascuna temperatura sono testati n.3 esemplari). La lunghezza del campione è trasversale alla direzione di laminazione per TL e parallela alla direzione di laminazione per LT

colata	F6120		F6120		F7158		F7158	
lamiera	41061 (TL)		41061 (LT)		45807 (TL)		45807 (LT)	
spessore [mm]	20		20		30		30	
temperatura [°C]	valori singoli [J]							
	84		160		122		200	
-120	96	91	160	157	134	126,0	208	201
	94		150		122		194	
	170		246		200		362	
-80	176	176	244	249	240	206,0	240	293
	182		258		178		276	
	260		342		316		322	
-40	278	279	340	335	316	319	350	338
	300		324		326		342	
	x		x		326		380	
-10	x	x	x	x	334	329	358	361
	x		x		326		346	
	326		344		298		326	
20	326	315	366	354	310	303	332	333
	294		352		300		340	
	x		x		338		350	
60	x	x	x	x	326	340	362	359
	x		x		354		364	
	336		366		x		x	
80	320	333	350	355	x	x	x	x
	344		350		x		x	

2.5.4. Resilienza

Tre esemplari di CTOD sono stati prelevati da una lastra di spessore 30 mm nella direzione trasversale (TL), con la tacca parallela alla direzione di laminazione. Le prove di CTOD sono state effettuate a -30°C. Dalla prova di CTOD, si vede che i valori di CTOD dell'Uranus 45NMo sono superiori a 0.55 mm e confermano la buona durezza di questo grado di duplex (Figura 38).

□ Base metal ■ Heat affected zone ◆ Weld metal △ Minimal value (material specification for bridges)

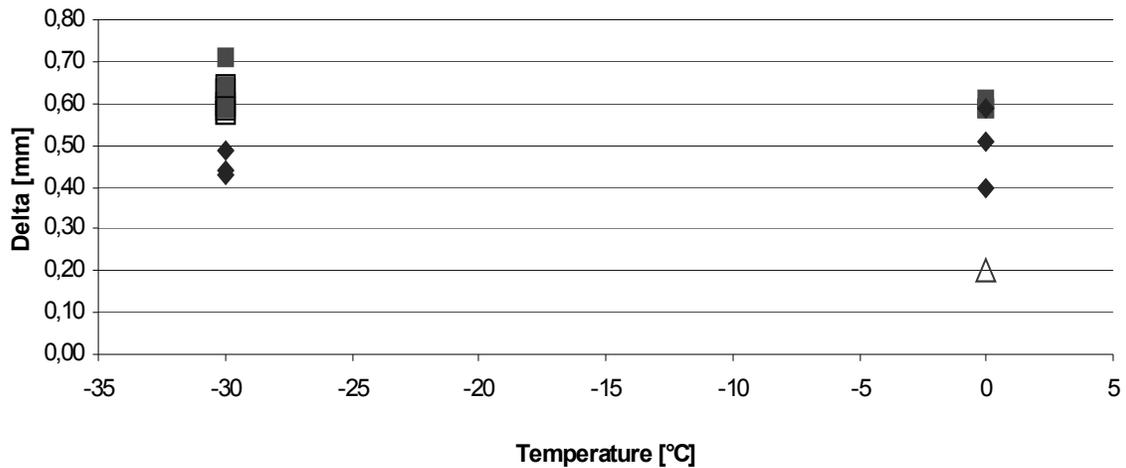


Figura 38. Valori da test CTOD per giunzione saldata SAW della lamiera da 30 mm

Specificatamente, è stata eseguita un'analisi della composizione chimica sulle giunzioni saldate tipo A1, A2, A3, A4 e A5 e su n.6 esemplari di provini per test CTOD (ottenuti dalla lamiera di spessore 30 mm, Figura 39), n.3 di essi hanno la tacca nella ZTA mentre gli altri n.3 hanno la tacca nel metallo saldato. Le composizioni chimiche dei giunti saldati sono in accordo con quella tipica dell'acciaio inossidabile duplex, con la quantità di nichel più elevato che nel metallo non saldato (Tabella 30); ciò ha permesso di soddisfare la quantità di ferrite necessaria e conferire una buona durezza nel metallo saldato. Il tenore d'azoto presente è inoltre elevato per aiutare la trasformazione di ferrite in austenite durante il raffreddamento. Il metallo saldato ha inoltre un valore di EN simile al metallo non saldato e il soddisfacimento di previsto di ferrite è accettabile per questa zona.

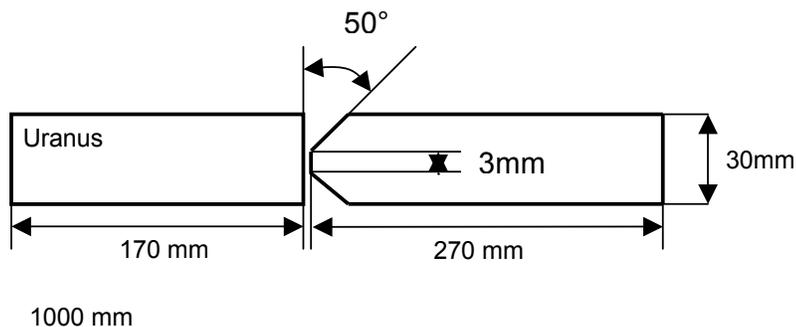


Figura 39. Provino per test CTOD

Tabella 30. Composizione chimica del materiale d'apporto nel giunto saldato

		Welded joint				
		A1	A2	A3	A4	A5
Welding process		135 MAG	121 SAW	135 MAG	121 SAW	135 MAG 121 SAW
Chemical composition (%)	C	0,018	0,014	0,021	0,019	0,016
	S	< 0,0003	0,0025	0,0008	0,0010	0,0026
	P	0,022	0,020	0,022	0,026	0,021
	Si	0,467	0,595	0,463	0,515	0,558
	Mn	1,558	1,325	1,574	1,393	1,383
	Ni	7,31	8,20	7,24	7,22	8,11
	Cr	22,68	22,63	22,66	22,77	22,72
	Mo	3,067	3,063	3,044	3,086	3,093
	N ₂	0,173	0,162	0,170	0,177	0,151
	O ₂	0,0305	0,0631	0,0371	0,0480	0,0454
Predicted max. ferrite content		48	42	48	48	46
PREN=%Cr+3,3x%Mo+16x%N ₂		35,57	35,33	35,43	35,79	35,34

Il seguente studio micrografico darà risalto alle conseguenze che questa composizione dà al materiale.

Il Tabella 31 sono riportate le caratteristiche meccaniche a varie temperature misurato durante la prova di trazione standard nella direzione di laminazione sui campioni cilindrici.

Tabella 31. Test di trazione su lamiera di spessore 20 mm in UR45NMo a differenti temperature

Temperatura [°C]	f_t [N/mm ²]	$R_{0,2}$ [N/mm ²]	$A\%$ [5d]	Z%
-100	1054	735	41	54
-50	924	626	42	59
20	762	527	36	68
100	686	432	38	69
200	662	379	34	63
300	679	357	31	51

In Figura 40 e Figura 41 sono riportati i grafici che comparano i risultati delle prove ai valori minimi garantiti.

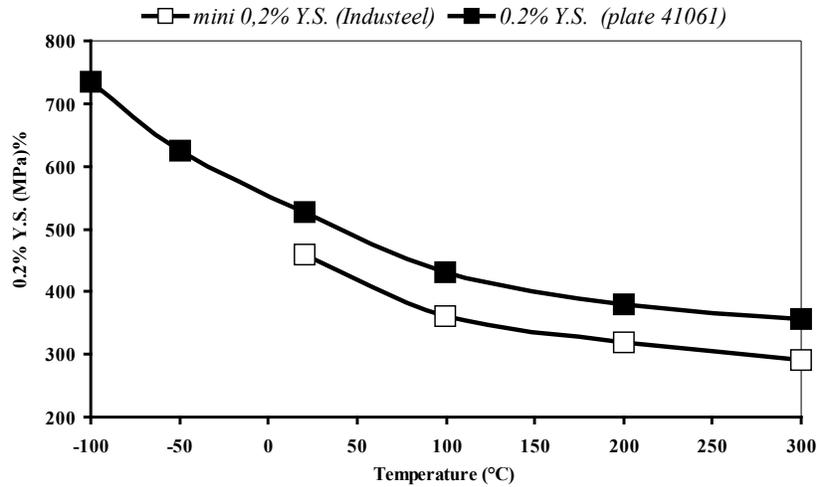


Figura 40. UR45 NMo: valori minimi e reali di resistenza a snervamento ($R_{0.2}$) a temperature differenti

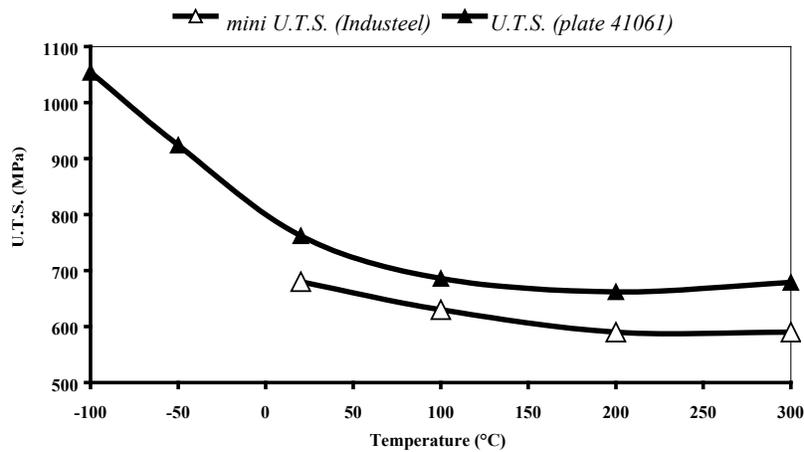


Figura 41. UR45 NMo: valori minimi e reali di resistenza ultima (f_t) a temperature differenti

I grafici confermano le buone proprietà di trazione dell'Uranus45NMo migliorate per mezzo del tenore elevato d'azoto. A 20°C, la resistenza misurata dello snervamento e della tensione ultima a trazione sono conformi all'Eurocodice 3 e all'EN 10088: per lo spessore di 20 mm, la resistenza a snervamento è superiore di 60 N/mm² e la resistenza a trazione superiore di 120 N/mm², rispetto ai valori minimi richiesti ($R_{0.2} = 460$ N/mm², $f_t = 640$ N/mm²).

La Tabella 32 descrive i risultati delle prove effettuate a varie temperature:

Tabella 32. Valori sperimentali della prova di durezza per lamiera di spessore 20 mm in UR45 NMo

Temperatura [°C]		valore singolo [J]		
		84		160
-120		96	91	160
		94		150
		170		246
-80		176	176	244
		182		258
		260		342
-40		278	279	340
		300		324
		326		344
20		326	315	366
		294		352
		336		366
80	320	333	350	355
	344		350	

La sperimentazione ha confermato la buona durezza dell'acciaio inossidabile duplex UR45NMo. I valori sono inoltre conforme al requisito di campione dell'EN 10088. Ciò è dovuto al tenore elevato di nichel il cui effetto positivo sulle proprietà di durezza è noto.

2.6. DURABILITÀ

Un concetto importante nella vita di una struttura, quale un impalcato da ponte, a parte nei casi di specifici comportamenti meccanici, è la durabilità della vita di progetto. Di norma tale vita, per una struttura d'acciaio è di 100 anni, ma per ponti di luci molto estese, può raggiungere e superare i 200 anni. La durabilità è garantita da un adeguato progetto di dettaglio, da un programma di monitoraggio e di manutenzione. In tale cornice l'impiego d'acciai inossidabili nella costruzione d'impalcato da ponte, specialmente se ubicati in ambiente aggressivo, è competitivo rispetto agli altri materiali strutturali.

Durante gli ultimi 50 anni un grande ammontare di lavoro è stato sviluppato per stimare la resistenza a fatica dei collegamenti saldati e dei dettagli d'acciaio al carbonio tradizionale e specialmente in occasione della presentazione di progetti innovativi, sono richieste le verifiche a fatica. Ora non è

possibile proporre acciai inossidabili per la costruzione di ponti saldati senza avere un'evidenza sperimentale simile della loro applicabilità, anche se dal punto di vista del costo del ciclo di vita (LCC) questi materiali possono avere dei vantaggi rispetto a soluzioni più tradizionali. Pur tuttavia l'uso del duplex in grandi costruzioni saldate, quali ad esempio le navi container di sostanze chimiche molto aggressive è ormai perfettamente consolidato (Figura 42).



Figura 42. Nave container “Jo Tanker” in duplex

Guardando all'aggressività dei luoghi, è noto che l'EN ISO 12500 classifica cinque livelli di ambienti diversi in ordine crescente, da C1 a C5 (Tabella 33).

Tabella 33. Classi di corrosione atmosferica e gradi d'acciaio austeno ferritico consigliati dal produttore

ISO	Ambienti tipici	Gradi	Composizione
C1	al coperto, riscaldato; all'aperto, deserti e aree artiche (rurale).	EN 1.4162	21.5Cr 1.5Ni 5Mn N
C2	al coperto, non riscaldato; all'aperto, inquinamento basso (rurale).	EN 1.4162	21.5Cr 1.5Ni 5Mn N
C3	al coperto, umido, inquinamento basso; aree costiere con bassi depositi di sale; aree urbane e industrializzate con inquinamento moderato.	EN 1.4162	21.5Cr 1.5Ni 5Mn N 23Cr 4Ni N
		EN 1.4362 UNS 32304	
C4	al coperto con componenti chimici aggressivi volatili, edifici con piscine; atmosfera urbana inquinata e industriale; aree costiere con depositi di sale moderati.	EN 1.4462	22Cr 5Ni 3Mo N
		UNS 31803	
C5	atmosfera industriali severamente inquinate con alta umidità e atmosfera marina con alto grado di deposito di sale e schizzi.	EN 1.4462	22Cr 5Ni 3Mo N 25Cr 7Ni 4Mo N
		UNS 31803	
		EN 1.4410 UNS 32750	

C5 è tipico dei siti marini e ad alta temperatura con presenza d'aria salina e di sostanze inquinanti aggressive; esso è ad esempio il sito di alcuni ponti sospesi in Giappone, a Hong Kong. La velocità di corrosione dell'acciaio al carbonio nei luoghi classificati C5 è molto rilevante e prevista di circa 50 $\mu\text{m}/\text{anno}$. Come conseguenza, per preservare la struttura sono necessarie misure costose come la

deumidificazione continua di volumi chiusi (con umidità minore del 40% la percentuale di corrosione atmosferica è in pratica soppressa) e le superfici esposte rivestite con cicli multistrato di vernice durevole.

Gli acciai inossidabili sottoposti maggiormente a prove di corrosione (il grado austenitico classificato 18Cr10Ni / EN 1.4301 / AISI 304 e il grado 17Cr10Ni2Mo / EN 1.4404 / AISI 316L) fino ad oggi hanno mostrato una velocità di corrosione generalizzata molto bassa, ma essi possono divenire suscettibili alla corrosione localizzata o “pitting”, principalmente alla presenza di cloruro nei luoghi marini.

D'altra parte i risultati del centro “La Que” negli Stati Uniti sui gradi austenitici più diffusi EN 1.4401 ed EN 1.4404, che sono meno resistenti alla corrosione dell'acciaio inossidabile duplex al 22%Cr, sono noti: l'acciaio inossidabile esposto per più di 50 anni a 25 m dall'oceano non mostra alcuna modifica delle sue proprietà meccaniche. Questo perché la composizione chimica degli acciai inossidabili controlla la corrosione localizzata attraverso una relazione empirica basata sul cosiddetto EN (Numero empirico di resistenza al pitting):

$$EN = \%Cr + 3.3\%Mo + 16\%N$$

Valori tipici di EN sono approssimativamente rispettivamente 18 e 24 per l'EN 1.4301 e l'EN 1.4404, mentre i valori tipici sono tra il 32 ed il 35 per grado duplex 1.4462/22 Cr 5Ni 3Mo 0.2N. Si prevede un EN di circa il 30÷35 per prevenire il pitting sugli acciai inossidabili duplex, quando la temperatura è <60°C e la concentrazione di Cl in soluzione è alta (Figura 43).

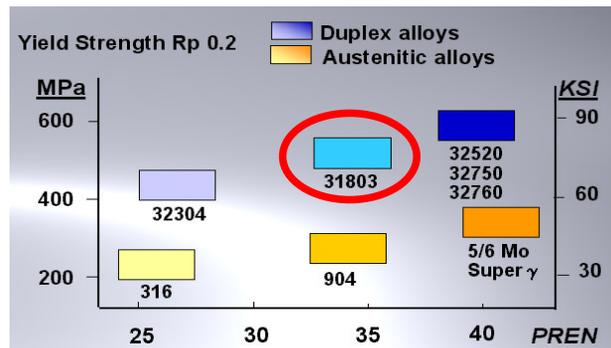


Figura 43. Resistenza a snervamento e EN per vari gradi d'acciaio inossidabile (classificazione ASTM)

La temperatura critica di “crevice” per gli acciai inossidabili duplex è significativamente più elevata di quella determinata per l'acciaio inossidabile austenitico. In situazioni pratiche di azioni atmosferiche anche se in luoghi C5, i gradi duplex con un EN vicino a 35 possono resistere molto bene al pitting e all'innesco del crevice. Per di più la resistenza meccanica e la resistenza alla corrosione nei duplex, crescono di pari passo essendo entrambe legate proprio alla natura austeno ferritica della microstruttura indotta dalla composizione.

E' stata condotta una prova di corrosione acquosa sul materiale base in modo da poter ricavare le curve di polarizzazione del materiale base in soluzione contenente cloruri. Da queste curve può essere determinato il potenziale di pitting e di corrosione. La differenza fra questi due valori dà un'idea del margine di sicurezza fornito dal grado nell'ambiente esaminato. E' studiato l'effetto della concentrazione e della temperatura nel cloruro. Per corrosione interstiziale, alcuni campioni sono dotati d'intagli (MCA) e immersi in una soluzione contenente cloruri.

Il potenziale di corrosione è continuamente registrato per determinare la stabilità dello strato passivato durante l'immersione in soluzione. E' oggetto di rilevazione l'effetto della concentrazione dei cloruri e della temperatura.

Un'altra serie di prove è stata condotta esponendo dei provini a condizioni atmosferiche particolarmente aggressive, sia in sito francese (Brest) in prossimità della costa atlantica che in sito italiano (Genova e Roma) in prossimità della costa mediterranea e ambiente inquinato da traffico elevato. Il sito di Brest (Figura 44) è monitorato da qualche tempo dall'Istituto della corrosione con sede a Kimab in Svezia



Figura 44. Esposizione dei campioni nel sito di Brest (Francia)

Le osservazioni dei campioni dopo un anno d'esposizione consentono di valutare la resistenza alla corrosione atmosferica dell'acciaio inossidabile duplex in circostanze differenti; la misura della perdita di peso di zinco, dell'acciaio al carbonio, del rame e dell'alluminio provano che questo luogo è classificato correttamente come C5 (Tabella 34 e Tabella 35).

Tabella 34. Classificazione dell'aggressività atmosferica di diversi metalli e leghe in accordo allo standard ISO 9223

Indice di corrodibilità	Acciaio al carbonio (g/m ² /anno)	Zinco (g/m ² / anno)	Rame (g/m ² / anno)	Alluminio (g/m ² / anno)
C1 – molto bassa	< 10	< 0.7	< 0.9	insignificante
C2 – bassa	10 – 200	0.7 – 5	0.9 – 5	< 0.6
C3 – media	200 – 400	5 – 15	5 – 12	0.6 – 2
C4 – alta	400 – 650	15 – 30	12 – 25	2 – 5
C5 – molto alta	650 - 1500	30 - 60	25 - 50	5 - 10

Tabella 35. Perdita di peso misurata su esemplari (150 x 100 mm) esposti dal 2/10/02 al 7/10/03

	Acciaio al carbonio (g/m ² /anno)	Zinco (g/m ² / anno)	Rame (g/m ² / anno)	Alluminio (g/m ² / anno)
dopo 1 anno	809.3 ± 59.5	16.4 ± 0.1	42.8 ± 1.2	2.1 ± 0.2
indice di corrodibilità	C5 – molto alta	C4 - alta	C5 – molto alta	C4 - alta

La temperatura, l'umidità relativa e il grado d'umidità sono periodicamente raccolti. A titolo d'esempio i dati per l'anno 2003 sono presentati in Tabella 36. L'acqua è periodicamente analizzata con la misurazione della conducibilità, del grado di pH, degli anioni del cloruro, degli anioni del nitrato e delle concentrazioni dei cationi dell'ammoniaca.

Tabella 36. Dati atmosferici annuali per il sito di Brest (anno 2003)

	massimo	minimo	media
Temperatura [°C]	19.5	6.5	12.3
Umidità relativa [UR%]	89	72	79
Tempo di umidità [ore/mesi]	612	141	434

Lo scopo è correlare i parametri principali dell'atmosfera con il comportamento di corrosione del duplex e d'altra parte valutare l'aggressività di un'altra posizione in confronto con Brest per valutare la possibilità di usare il grado in un nuovo ambiente.

Per quanto riguarda i siti d'esposizione italiani, Genova è d'interesse per la presenza contemporanea dell'aria marina e dell'inquinamento essendo un importante porto in una zona trafficata e densamente industrializzata. Il sito di Roma si trova precisamente a 5 km dal litorale mediterraneo.

La Tabella 37 dà una descrizione dei 16 esemplari del grado d'UR45NMo che saranno esposti in ogni luogo:

- il primo tipo d'esemplare è chiamato campione di metallo non saldato.
- il secondo tipo d'esemplare, una porzione di metallo saldato realizzato tramite il processo GMAW. I provini sono muniti di due intagli (MCA), uno per la prova di resistenza alla corrosione nella zona termicamente alterata (ZTA) e un altro per la medesima prova sul metallo non saldato (Figura 45).

Tabella 37. Descrizione dei provini esposti in ciascun sito

	Dimensioni [mm]	stato della superficie	numero campioni	posizione	tipo di corrosione
metallo base	150x100x7	industriale: sabbiata e decapata	3	45°	Pitting
provini con cordoni di saldatura	150x100x7	iniziale: industriale quindi sabbiata e decapata dopo saldatura	3	45°	Pitting Crevice
B1	100x300x150	industriale	6	45°	Pitting
B2	130x25x7	industriale	4	90°	Pitting SCC

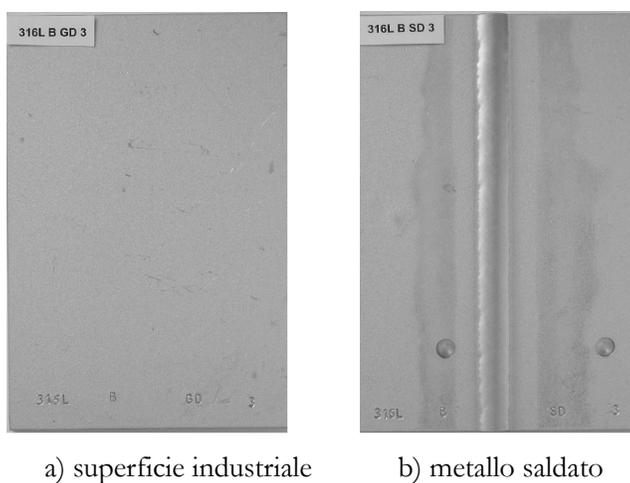


Figura 45. Esempari di campioni in EN 1.4404 con e senza saldatura

Per valutare le proprietà di resistenza alla presenza di corrosione, come esemplari di metallo saldato con cordoni di saldatura sono stati scelti dei provini in scala ridotta tipo B1 e B2 (Figura 46).

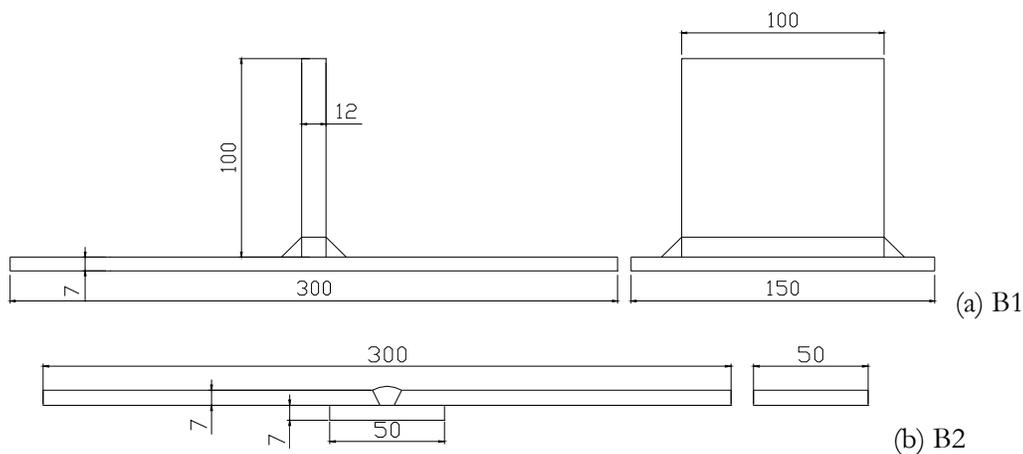


Figura 46. Provini saldati scelti per l'esposizione all'atmosfera

Alcuni provini sono esposti nella camera climatizzata per effettuare rilevazioni con corrosione accelerata.

Gli acciai inossidabili del duplex mostrano un buon rapporto tra le prestazioni tecniche (resistenza alla corrosione, proprietà meccaniche...) e il costo d'investimento, considerando l'ambiente più aggressivo ossia quello marino. L'acciaio inossidabile austeno ferritico EN 1.4462 con una percentuale d'azoto in lega mostra una struttura stabile e una resistenza migliorata alla corrosione sia localizzata che sotto sollecitazione nel campo di temperatura da -50°C e +280°C. Potrebbe essere usato alla temperatura più elevate, ma sono richieste precauzioni supplementari per le strutture saldate.

La composizione chimica d'Uranus 45NMo è conforme sia all'Euronorma (EN 1.4462 del grado) che al campione d'ASTM (grado UNS S32205), Tabella 38, Tabella 39 e Tabella 40.

Tabella 38. Nomenclatura

Normativa	Nomenclatura
EURONORM (EN)	1.4462 – X2 Cr Ni Mo N 22 5 3
AFNOR	Z3 CND 22.05 AZ
DIN	W. Nr 1.4462
ASTM	UNS S32205

Tabella 39. Composizione chimica

Composizione [%]	C	S	P	Si	Mn	Ni	Cr	Mo	N ₂
EN 1.4462	<0.030	<0.015	<0.035	<1.0	<2.0	4.5	21.0	2.5	0.10
X2CrNiMoN22.5.3						6.5	23.0	3.5	0.22
UNS S32205	<0.030	<0.02	<0.03	<1.0	<2.0	4.5	22.0	3.0	0.14
						6.5	23.0	3.5	0.20

Tabella 40. Prova di trazione: proprietà meccaniche

Normativa	Temperatura [°C]	$f_{y0,2}$ [N/mm ²]	f_t [N/mm ²]
ASTM	+20	450	655
$t > 6$ mm			
EURONORM	+20	460	660
$12 > t \geq 75$ mm			

Secondo le indicazioni di Tabella 40, la resistenza a snervamento d'Uranus 45NMo è almeno 460 N/mm². Confrontato ad altri acciai inossidabili austenitici, la resistenza a snervamento è due volte quella dell'EN 1.4404 (AISI 316L) o dell'EN 1.4539 (AISI 904L) e allo stesso livello dell'acciaio S460, già usato per la costruzione di ponti. L'alta concentrazione d'azoto (Figura 47) migliora la stabilità della

struttura della zona termicamente alterata e rende la saldatura più facile; l'Uranus 45NMo ha una percentuale ridotta di ferrite nella ZTA e conseguentemente una migliore resistenza alla corrosione.

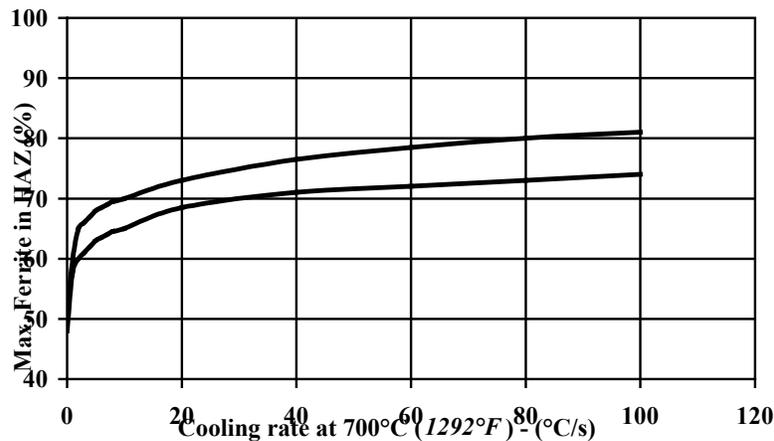


Figura 47. Influenza dell'azoto nel contenuto di ferrite nella ZTA

La velocità di raffreddamento dipende dall'apporto termico nella saldatura; per uno stesso spessore, più è elevato l'apporto termico più il tasso di raffreddamento è basso. In questo caso, il metallo rimane più tempo a temperatura elevata e la fase dell'austenite ha abbastanza tempo di svilupparsi. Quando il tenore d'azoto è incrementato in una lamiera di duplex, la trasformazione di ferrite in austenite durante il raffreddamento comincia a più alta temperatura. Per uno stesso tasso di raffreddamento e lo stesso apporto termico, c'è più tempo per la trasformazione e la ferrite nella ZTA è inferiore, con una più elevata durezza e una più alta resistenza alla corrosione.

3.STABILITÀ

3.1.INTRODUZIONE

La curva di σ - ϵ di un acciaio inossidabile duplex è abbastanza differente da quella di un acciaio al carbonio: un limite di snervamento evidente non è presente ed è indicato convenzionalmente come $R_{0,2}$. Inoltre, la semplificazione di adozione della curva σ - ϵ bilineare sembra essere non valida nel caso degli acciai inossidabili. Adottando $R_{0,2}$ come tensione di snervamento nei modelli matematici sviluppati per l'acciaio al carbonio si fa una sottovalutazione della distorsione delle sezioni strutturali dell'elemento. Gli elementi tipici dei ponti d'acciaio, cioè le travi longitudinali principali, hanno anime con una snellezza elevata sottoposte a sollecitazioni da carichi concentrati nel proprio piano e momento flettente. La verifica della stabilità dell'anima di una trave è un test primario di progetto per tali elementi strutturali. Inoltre, il ripetersi di cicli di carico modesti, oltre ai problemi di fatica, può portare a un'accumulazione pericolosa di tensione plastica dovuta alla non linearità della curva σ - ϵ prima di arrivare alla tensione di snervamento convenzionale $R_{0,2}$. Oltre a presupporre un limite convenzionale inferiore dello snervamento come $R_{0,01}$, adottato frequentemente negli studi numerici, il comportamento strutturale della trave saldata in duplex ha bisogno di più attenzione: le prove sperimentali effettuate provano che l'Eurocodice 3 sopravvaluta il carico critico, anche considerando i limiti di sicurezza prescritti dalla normativa europea.

La resistenza ultima a taglio delle travi snelle è costituita dalla cosiddetta riserva post critica di resistenza, che si sviluppa una volta che la sollecitazione di taglio nella trave ha raggiunto la tensione critica elastica. Tutti i modelli che sono stati sviluppati per la valutazione della resistenza ultima a taglio sono basati sull'idea di base secondo cui questa resistenza si compone di due contributi principali:

- il contributo della trave, cioè la resistenza all'imbozzamento a taglio critico elastico della trave;
- il cosiddetto contributo della piattabanda che riflette il fatto che, una volta che la trave si è imbozzata, si forma un meccanismo a reticolare nel quale nel piano dell'anima si ha una pseudo diagonale, le piattabande costituiscono i correnti e i rinforzi verticali i montanti.

Il meccanismo è confermato dai risultati sperimentali ottenuti dalle prove sugli esemplari in acciaio al carbonio. In seguito sono descritti i risultati di alcuni esemplari concernenti prove su travi d'acciaio inossidabile. La resistenza ultima a taglio di una trave snella con sezione a doppio T (non rinforzata o irrigidita trasversalmente) può eccedere di molto la resistenza all'imbozzamento a taglio critico elastico di un'aliquota che dipende sia dalla snellezza della trave sia dalla rigidità delle piattabande. Naturalmente la riserva di resistenza è subordinata al requisito di duttilità sufficiente del materiale d'acciaio.

Confrontando l'ENV 1993-1-1 con l'EN 1993-1-5 nella quale sono trattati i problemi di stabilità di una lastra, si notano alcune differenze fondamentali nella trattazione, più in particolare:

- nella versione aggiornata ci si riferisce a un singolo modello di resistenza a taglio mentre nella precedente a due modelli applicati separatamente ai pannelli di trave;
- la parte 1-5 permette una resistenza a taglio che può eccedere la resistenza del taglio a snervamento (trave piuttosto tozza) di una quantità del 20% con la prescrizione che la tensione di snervamento non ecceda 460 N/mm^2 ;
- nella versione più recente sono date indicazioni per il caso di trave a lastra irrigidita longitudinalmente. Similmente alla EN 1993-1-1, l'EN 1993-1-5 contempla la distinzione tra irrigidimenti rigidi e flessibile considerando il caso di nervature alle estremità della trave.

Le prove di stabilità statiche previste nella ricerca puntano a studiare se gli esemplari di prova d'acciaio duplex possono esibire una duttilità simile all'acciaio al carbonio.

Concludendo circa la capacità delle specifiche di EN 1993-1-5 di predire soddisfacentemente la resistenza a taglio ultima delle travi d'acciaio duplex, sono stati predisposti esemplari di prova simili a quelli usati per le indagini sperimentali passate sull'acciaio al carbonio tradizionale. Per avere le prove influenzate similmente dagli effetti delle imperfezioni che si presentano in una trave reale, sono stati realizzati esemplari di prova a scala reale. Ciascuno degli esemplari si compone di due pannelli adiacenti ed è sostenuto alle estremità e caricato a metà campata con un carico puntuale in modo che la trave sia sottoposta a piegatura in tre punti. Di conseguenza, in ogni pannello agisce una forza di taglio significativa mentre il momento flettente è sostanzialmente trascurabile. Tutti gli esemplari sono dotati di rinforzi rigidi d'estremità agli appoggi e un rinforzo trasversale rigido nella sezione di mezzeria, cioè in corrispondenza del carico puntuale applicato.

3.2.ABSTRACT

The curve of the duplex stainless steel is enough different from that one of a carbon steel: a clear limit of yielding is not present and is indicated conventionally like $R_{0.2}$. Moreover, the simplification of adoption of the bilinear curve if in the event seems to be not valid of the stainless steel. Adopting $R_{0.2}$ as yielding tension in the mathematical models develops for the carbon steel it makes one not correct evaluation of the distortion of the structural sections of the element. The typical elements of the steel bridges, that is the main girders, have webs with a high slenderness subordinates to solicitations from a concentrate load in its plane and bending moment. The verification of the web stability of a beam is a primary test of plan for such structural elements. Moreover, the constant low cycle loads, beyond to the fatigue problems, can carry to a dangerous accumulation of plastic tension due to the non linearity of the curve σ - ϵ before reaching the conventional tension of yielding $R_{0.2}$. Beyond presupposing a lower conventional limit of the yielding like $R_{0.01}$, adopted frequently in the numerical studies, the structural behavior of the duplex welded beam has need more attention: the tests experience carried out demonstrate that the Eurocode 3 gives and higher value of the critical load, also considering the prescribed security coefficients from the European norm. The last shear strength of the slender girders is constituted from so-called post critical resistance reserve, than it is developed once that the shear solicitation in the beam has reached the elastic critical stress. All the models that have been develop for the appraisal of the last shear resistance are based on the idea which this resistance is made up of two main contributions:

- the contribution of the beam, that is the buckling resistance to elastic critical shear of the beam;
- the so-called contribution of flange that reflects the fact that, once that the beam has been buckled, form a reticular mechanism in which the web plan had pseudo-diagonal, the flanges constitute the currents and the vertical stiffeners the mountings.

The mechanism is confirmed from experiences results obtained them from the tests on the exemplary in carbon steel. Later there are described some relative exemplary on tests of stainless steel beams. The last shear resistance of a slender beam with a double section of T shape (not reinforced or reinforced in the cross-section) can exceed from a lot the buckling resistance at the elastic critical shear of an amount that depends is from the slenderness of the beam and from the rigidity of the flange.

Naturally the resistance reserve is subordinated to requirement of sufficient ductility of the steel material.

Confronting the ENV 1993-1-1 with the EN 1993-1-5 which deals with the stability problems of plates, it is possible to note some fundamental differences in the discussion, more in particular:

- the last version of the European norm refers to a single model of shear strength while in the previous one applies two models separately to the beam panels;

-
- part 1-5 allows a shear resistance that can exceed the yielding shear resistance (rather stocky beam) than an amount of 20% with the prescription that the yielding tension does not exceed 460 N/mm^2 ;
 - in the more recent version are given indications for the case of beam with longitudinally stiffened webs. Similarly to the EN 1993-1-1, the EN 1993-1-5 contemplates the distinction between rigid stiffeners and flexible ones considering the case of vertical ribs in the beam extremities.

The tests of static stabilities in the search have the goal to study if the exemplary of test in duplex stainless steel can exhibit a ductility similar to the carbon steel. Concluding approximately the ability to the EN 1993-1-5 detailed lists satisfactorily to foretell the last resistance to cut of the beams in duplex stainless steel, they have been predisposed exemplary of test similar to those used for surveying experiences them passages on the traditional carbon steel. For having the tests influenced similarly from the effects of the imperfections that are introduced in a real beam, have been realizes exemplary of test to actual scale. Everyone of the exemplary is made up of two adjacent panels and is supported to the loaded extremities and at the middle of the span length a concentrate load so that the beam is subordinate to bending in three points. Consequently, in each panel a meaningful shear force acts while the bending moment is substantially negligible. All the exemplary are reinforced with rigid ribs at extremity above the supports and reinforced in the middle section if the cross section, that is in correspondence of the applied load.

3.3. STABILITÀ DELL'EQUILIBRIO ELASTICO

Riguardo alla stabilità dell'equilibrio elastico, ci si riferisce al caso di una trave soggetta a un carico concentrato nel piano, secondo i tre diversi modi richiamati in Figura 48.

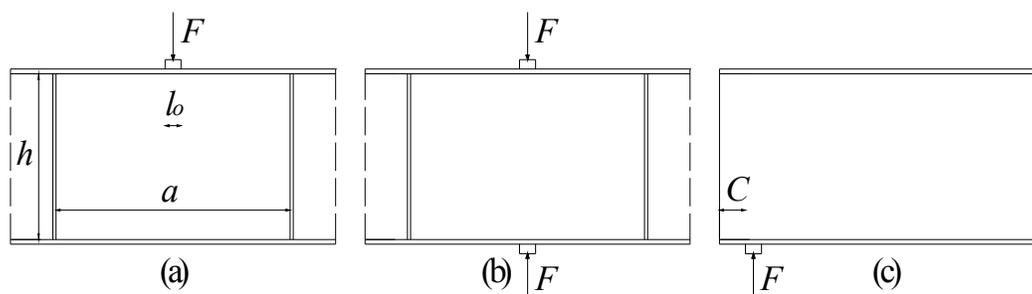


Figura 48. Travi soggette a carico concentrato

Test condotti su travi saldate in duplex, in accordo con l'Eurocodice 3 parte 1-1, mostrano che l'applicazione della norma fornisce valori del carico critico sovrastimati rispetto ai risultati sperimentali. D'altra parte, la resistenza a snervamento è sottostimata del 30 ÷ 35% e i risultati indicano che la lunghezza del carico applicato non è correttamente considerata nelle formule.

La parte 1-5 di tale codice riguardante le strutture d'acciaio, dà una previsione più accurata della resistenza a carico concentrato delle formule a snervamento richiamate nella parte 1-1, perché considera la lunghezza del carico applicato abbastanza bene e fornisce una previsione corretta del modo di rottura.

E' stato inoltre evidenziato che la sottostima della resistenza ottenuta nei test è minore per i carichi concentrati (15 ÷ 20%) piuttosto che per i carichi concentrati di testa delle travi (25 ÷ 30%) il che indica una considerazione del comportamento d'instabilità differente in accuratezza.

Poiché dai test citati il rapporto tra la resistenza ultima e la resistenza prevista è all'interno dei limiti superiori e inferiori del frattile del 5%, statisticamente non si può concludere che la procedura di progetto per la resistenza dell'acciaio al carbonio usata nell'Eurocodice 3 parte 1-5 non sia valida per l'acciaio inossidabile.

3.4. RESISTENZA A SNERVAMENTO

Le dimensioni degli esemplari sono state determinate in modo da essere rappresentante di travi tipiche di ponti e differiscono per le dimensioni delle piattabande che sono 160 x 12 mm, 160 x 20 mm e 220 x 20 mm (Figura 49).

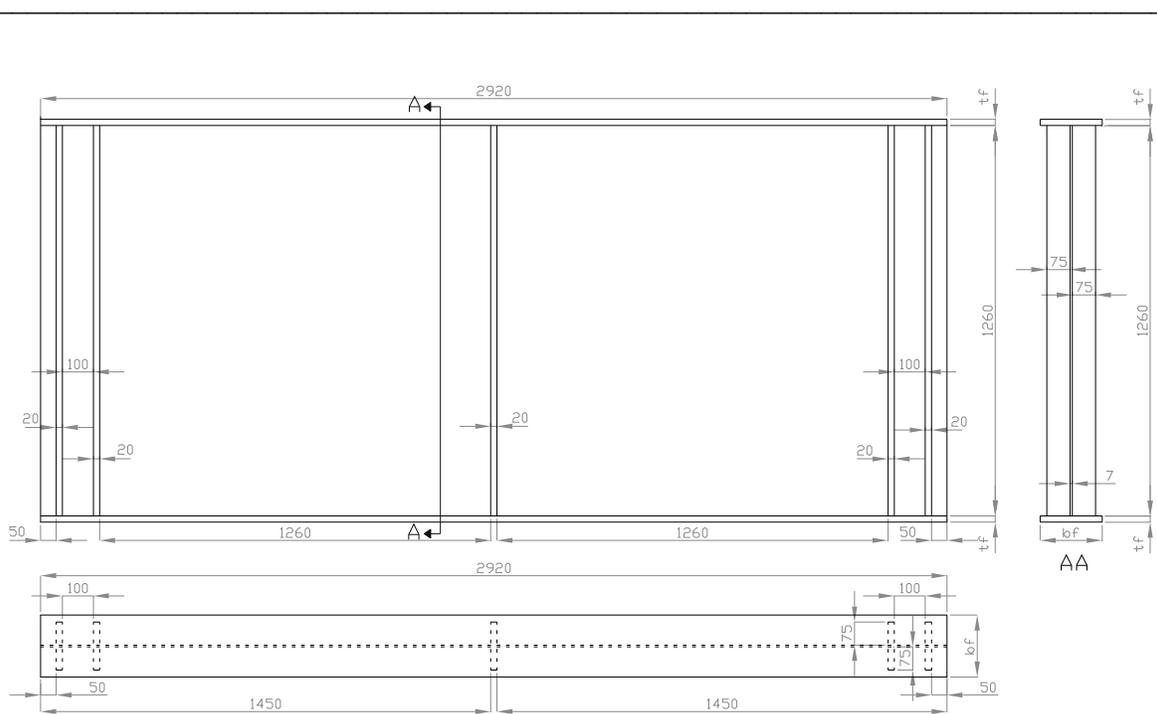


Figura 49. Dimensioni della trave da testare

Gli effetti della rigidità della piattabanda sono studiati mantenendo la larghezza delle piattabande e adottando tre valori differenti dello spessore. I formati reali degli esemplari di prova così come la loro geometria iniziale sono stati misurati in laboratorio prima delle prove. I dati raccolti sono serviti per le simulazioni numeriche. Gli esemplari sono stati caricati fino a carico ultimo, monotonicamente o con incrementi di carico. I vincoli sono posti lateralmente alle estremità e a metà campata in modo da impedire tutto lo spostamento laterale (distorsione, sbandamento per torsione laterale).

I calcoli preliminari sono stati condotti in conformità con le specifiche EN 1993-1-5, supponendo che tali specifiche siano valide anche per l'acciaio inossidabile duplex. I calcoli hanno portato a valutare i valori di resistenza ultima a taglio di ciascuno degli esemplari contemplati nella prova. E' stata adottata una resistenza a snervamento di 480 N/mm². I valori della resistenza del taglio prevista per i tre esemplari di prova sono ricapitolati in Tabella 41.

Tabella 41. Valutazione preliminare della resistenza a taglio per le travi del test

	Test 1		Test 2	Test 3
Data				
f_y	480	N/mm ²	480	480
b_f	160,00	mm	160	220
t_f	12,00	mm	20	20
h_w	1260,00	mm	1260	1260
t_w	7,00	mm	7	7
a	1260,00	mm	1260	1260
Calculations				
b_f/t_f	13,33		8,00	11,00
$\alpha = a/h_w$	1,00		1,00	1,00
h_w/t_w	180,00		180,00	180,00
k_t	9,34		9,34	9,34
σ_E	5,86	N/mm ²	5,86	5,86
τ_{cr}	54,71	N/mm ²	54,71	54,71
τ_y	277,13	N/mm ²	277,13	277,13
λ_w	2,25		2,25	2,25
η	1,00		1,00	1,00
χ_w	0,46		0,46	0,46
c	319,18	mm	326,61	330,96
$M_{f,Rd}$	1843,20	KN.mm	5120,00	7040,00
Upper resistance	2444,27	KN	2444,27	2444,27
Plastic resistance V_y	2444,27	KN	2444,27	2444,27
$V_{bw,Rd}$	1134,92	KN	1134,92	1134,92
$V_{bf,Rd}$	34,65	kN	94,06	127,63
$V_{b,Rd} = V_{bw,Rd} + V_{bf,Rd}$	1169,57	KN	1228,98	1262,55

E' molto importante considerare la variabilità sperimentale che può verificarsi nella descrizione del materiale. Questa variabilità è riflessa nel comportamento a stabilità come incertezze di risultato ed è un'operazione molto importante dal punto di vista del modello numerico. Per questi motivi è stata proposta la seguente metodologia per rappresentare la variabilità del materiale nel problema di stabilità.

La metodologia si suddivide a tre punti principali:

- Punto 1: una campagna sperimentale dedicata ad esemplari duplex nominalmente identici;
- Punto 2: un modello costitutivo fenomenologico da selezionare ed effettuare la descrizione dei parametri tramite un metodo d'ottimizzazione;
- Punto 3: dei percorsi di stabilità dell'equilibrio calcolati su modelli considerando i parametri costitutivi dei materiali caratterizzati al punto 2.

La differenza costitutiva più importante fra l'acciaio al carbonio e l'acciaio inossidabile è la presenza di un limite di snervamento nel primo caso. Nel secondo caso il limite di snervamento è presupposto convenzionalmente allo 0.2% di deformazione. Questo parametro può essere critico per il comportamento a stabilità e introduce il problema della descrizione sperimentale del limite di snervamento. A questo fine è previsto un programma sperimentale ulteriore sui gruppi degli esemplari

nominalmente identici, presi da una lastra duplex sia nella direzione di laminazione che trasversale ad essa. Per questi esemplari saranno effettuate prove cicliche a varie ampiezze. Le ampiezze molto piccole del ciclo saranno usate per la determinazione del punto in cui non c'è uno scarico elastico. Questo punto sarà preso come il limite di snervamento sperimentale per cui sarà misurata la tensione di snervamento.

Il programma di prova è ricapitolato qui sotto:

- si valuta il limite di plasticità del materiale tramite cicli molto piccoli di carico e scarico (totale o parziale) fino a che la deformazione plastica non cominci essere accumulata (Figura 50);

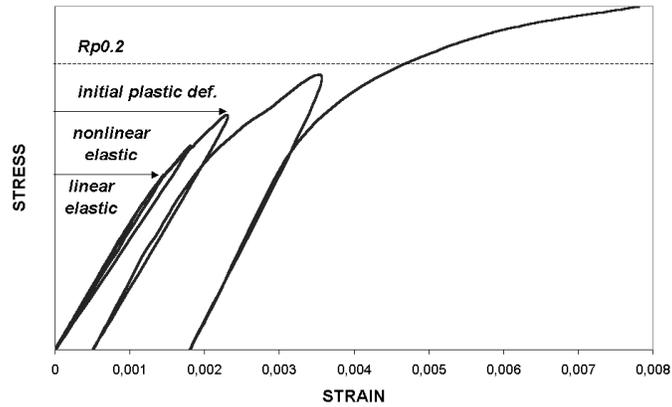


Figura 50. Previsione del diagramma tensione rispetto deformazione del test per la valutazione del limite plastico

- si esamina il comportamento ciclico locale e globale di scarico: grandi cicli di carico e di scarico, con il valore medio della tensione uguale a zero (Figura 51).

La prova di compressione su una lastra così spessa (20 mm) è molto difficile e la scelta era tra effettuare le prove sugli esemplari ridotti di spessore (circa 1/3 del totale) lavorati a tre differenti spessori. Le prove sull'intero spessore sono confrontate allo spessore ridotto per valutarne l'effetto; l'effetto nelle attività sperimentali precedenti sono risultate trascurabili.

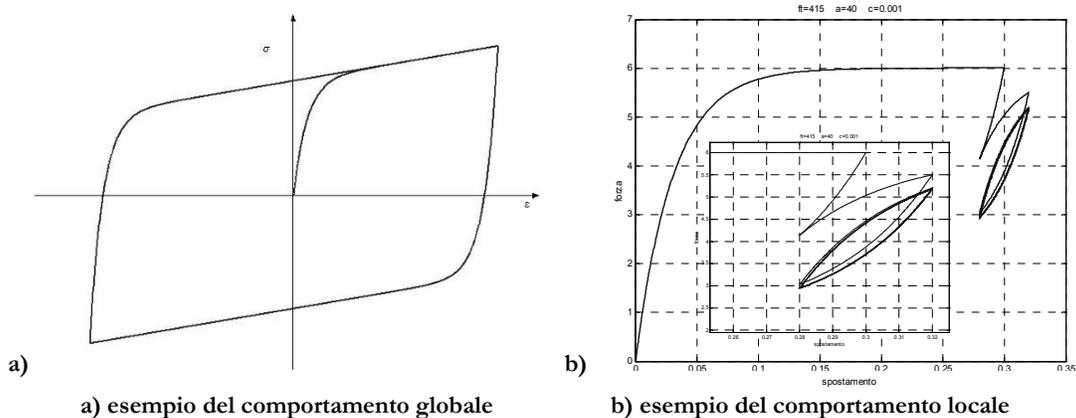


Figura 51. Previsione dei risultati per i test di valutazione dei parametri di scarico

Le curve sperimentali σ - ε raccolte a punto 1, sono usate per derivare un insieme di parametri costitutivi da impiegare nei modelli non lineari per le analisi di stabilità; per dare una descrizione reale del materiale i parametri costitutivi devono essere identificati con la loro variabilità. Cioè, dovuto agli errori sperimentali inevitabili, ogni parametro è identificato da un valore medio e da una varianza. Questa identificazione può essere fatta tramite un modello costitutivo analitico, in cui i parametri fisici sono ben definiti. A questo punto, lo scopo è misurare la risposta analitica del modello con quella sperimentale, ottimizzando i parametri; poiché è noto che un problema d'ottimizzazione non ha una soluzione unica, sono condotte un insieme di prove per ogni curva sperimentale della tensione rispetto la deformazione.

In conclusione a questa procedura sono identificati il valore medio e la varianza dei parametri costitutivi identificati; quindi è data una descrizione con una variabilità statistica. A tale scopo è scelto un modello costitutivo elasto plastico classico di letteratura, il modello di Ozdemir. Questa scelta è dettata dalla grande adattabilità di questo modello ai materiali bifase e per derivazione analitica semplice

I punti 1 e 2 sono propedeutici a quest'ultimo punto. I parametri del modello costitutivi sono dati come input nel modello non lineare dell'elemento di cui è effettuata l'analisi d'imbozzamento. L'analisi è effettuata secondo il metodo di Riks, dove i parametri dei materiali sono definiti da un valore medio più o meno lo scarto quadratico medio. Il modello isteretico costitutivo di Ozdemir è descritto dalle due seguenti equazioni differenziali:

$$\dot{\sigma} = E \left[\dot{\varepsilon} - \left| \dot{\varepsilon} \left(\frac{\sigma - \beta}{f_y} \right)^n \right| \right] \quad (1)$$

$$\dot{\beta} = \alpha E \left| \dot{\varepsilon} \left(\frac{\sigma - \beta}{f_y} \right)^n \right| \quad (2)$$

dove

- f_y tensione di snervamento;
- σ valore reale della tensione;
- ε valore reale della deformazione;
- β tensione di backstress;
- E modulo elastico;
- $\alpha = \frac{E_y}{E - E_y}$ rapporto tra modulo elastici;
- E_y modulo plastico post snervamento;
- n costante di controllo dell'angolosità di transizione tra stato elastico e plastico.

Da Eqn.1:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\dot{\sigma}}{E} + \left| \dot{\varepsilon} \left(\frac{\sigma - \beta}{f_y} \right)^n \right| = \dot{\varepsilon}_e + \dot{\varepsilon}_m \quad (3)$$

dove il termine $\dot{\varepsilon}_e = \frac{\dot{\sigma}}{E}$ indica la componente di deformazione elastica e il termine $\dot{\varepsilon}_m = \left| \dot{\varepsilon} \left(\frac{\sigma - \beta}{f_y} \right)^n \right|$

definisce la componente anelastica della tensione nella transizione tra la fase elastica e la fase plastica; la tensione anelastica è una funzione del grado di tensione e della differenza con il sovraccarico.

Il modello definito è indipendente dal grado, cioè dà una risposta indipendente dal valore dei carichi applicati. In effetti considerando il caso di carico con un grado di tensione positivo e sottraendo l'Eqn.2 dall'Eqn.1, si ottiene la seguente equazione differenziale:

$$\dot{\sigma} - \dot{\beta} = E \dot{\varepsilon} \left[1 - (1 + \alpha) \left(\frac{\sigma - \beta}{f_y} \right)^n \right] \quad (4)$$

Adoperando una separazione di variabile, questo risultato può essere espresso nella forma:

$$d\varepsilon = \frac{d(\sigma - \beta)}{E \left[1 - (1 + \alpha) \left(\frac{\sigma - \beta}{f_y} \right)^n \right]} \quad (5)$$

Allora tramite integrazione è determinata la soluzione per la deformazione totale:

$$\varepsilon = \frac{f_y}{E(1 + \alpha)^{1/n}} \int_0^{(\sigma - \beta)/f_y} \frac{d\xi}{1 - \xi^n} \quad (6)$$

Può essere notato facilmente che l'integrale nell'Eqn.6 è una funzione solo del sovraccarico e che le equazioni differenziali costitutive Eqn.1 e Eqn.2 rappresentano un comportamento indipendente di tensione-deformazione. Per il caso speciale dove la $n=1$, si ottiene la seguente soluzione:

$$\sigma = \frac{E\alpha}{1 + \alpha} \varepsilon + \frac{f_y}{(1 + \alpha)^2} \left\{ 1 - \exp \left[- \frac{E(1 + \alpha)}{f_y} \varepsilon \right] \right\} \quad (7)$$

Dall'Eqn.7 si nota che quando il parametro n di transizione è fisso, il modello dipende dai tre parametri principali E, f_y, α ; in considerazione del confronto fra le curve sperimentali e numeriche di tensione-deformazione, l'indipendenza da n rende il confronto indipendente dal punto di carico dell'esperimento. Una rappresentazione grafica del modello in cui tutti i parametri costitutivi gli sono indicati è indicata in Figura 52.

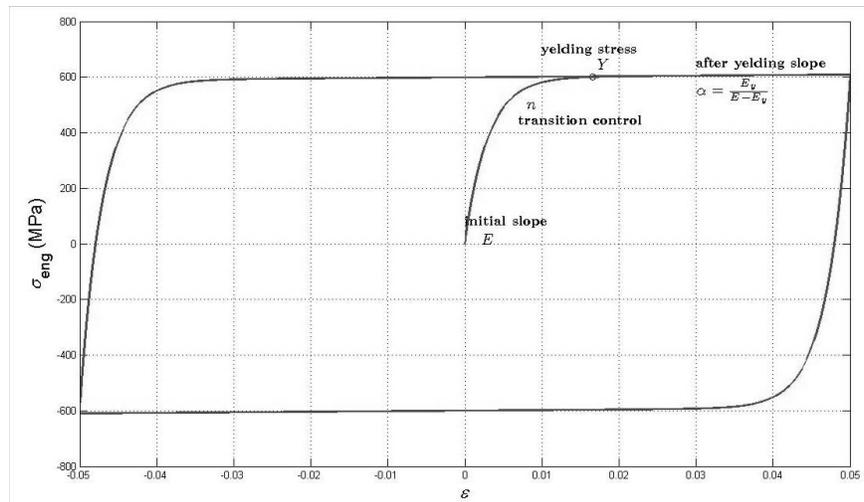


Figura 52. Parametri del modello isteretico di Ozdemir

L'ottimizzazione effettuata per misurare la tensione sperimentale generico della curva con la curva numerica equivalente, è ottenuta dal modello di Ozdemir. L'insieme dei parametri E e f_y , aggiornato iterativamente durante il processo d'ottimizzazione, fino a raggiungere un valore sotto una tolleranza numerica; la procedura iterativa usata è del tipo di Newton. Alla conclusione del processo, per ogni curva della tensione rispetto la deformazione, sono dati per ogni parametro dell'insieme di P, la media e dalla varianza; ogni parametro costitutivo è identificato con una variabilità che considera gli errori sperimentali e numerici.

4.SALDATURA

4.1.INTRODUZIONE

Gli acciai inossidabili austeno ferritici sono stati a lungo considerati di non facile saldabilità; attualmente una conoscenza più diffusa, derivante soprattutto da una maggior esperienza, ha fatto sì che questi acciai possano essere saldati con elevata affidabilità anche a livello industriale. I problemi che sorgono oggi, nella fabbricazione di prodotti saldati in acciaio duplex sono conseguenza di una non corretta scelta dei materiali d'apporto e/o di una non corretta applicazione dei processi di saldatura; questi problemi non sono, in definitiva, troppo diversi da quelli incontrati nelle applicazioni con acciai inossidabili austenitici tradizionali, sebbene la metallurgia sia differente.

In questo capitolo è presentata la tecnica di saldatura di elementi in acciaio, i problemi pratici che potrebbero verificarsi quando s'impiega l'acciaio inossidabile duplex nell'assemblaggio di componenti strutturali rappresentativi di ponte metallici. Di conseguenza i contenuti sono dedicati a fornire alcune indicazioni per la prevenzione delle problematiche inerenti la saldatura e una guida di riferimento sulle possibili tecniche di saldatura adatte per l'assemblaggio dei componenti considerati, sia in officina che in cantiere.

Gli obiettivi specifici sono i seguenti e saranno presentanti nella successione così definita:

- rassegna delle tecniche della saldatura attualmente usate per la costruzione d'impalcati metallici di ponti;
- individuazione e selezione dei materiali d'apporto secondo criteri di vantaggio in termini di costo / beneficio;
- prove di saldatura di qualificazione riguardo ai componenti da realizzare;
- fabbricazione degli esemplari per le prove di caratterizzazione del materiale;
- studio dei problemi pratici che potrebbero verificarsi quando si saldano gli elementi strutturali rappresentativi di un ponte d'acciaio inossidabile duplex;
- preparazione delle procedure di saldatura (WPS) per i dettagli scelti e stesura di una guida di riferimento per le tecniche di saldatura potenzialmente adatte all'impiego sia in officina sia in cantiere.

Nel progetto Bridgeplex, si è partiti dalle ipotesi iniziali che per la costruzione di un ponte siano importanti le proprietà principali dell'acciaio duplex quali la resistenza alla corrosione e le caratteristiche meccaniche che devono fornire la resistenza richiesta.

4.2.ABSTRACT

The austeno ferritic stainless steels have been over a long time considered of not easy weldability; currently a more diffuse knowledge, deriving above all from a greater experience, has made these steels with elevated reliability also industry wide. The problems that rise today, in the fabrication of welded products in duplex stainless steel are consequence of one not corrected chosen of the consumable materials and/or a not corrected application of the welding processes; these problems are not, after all, too much various from those meet in the applications with traditional austenitic stainless steel, although the metallurgy is different.

In this discussion are introduced the welding techniques of steel elements, the practical problems that could be taken place when using duplex for the assemblage of metallic structural members representing a stainless steel bridge. Consequently the contents are dedicate to supply some indications for the prevention of problematic inherent the welding and a guide of reference on the possible welding techniques to adapted for the assemblage of the members, as in workshop than in yard.

The specific objects are the following and they will be introduced in the defined succession:

- review of the welding techniques used for the construction for the currently metallic bridges;
- individuation and selection of the consumable materials based on criteria of advantage in terms of cost/benefit;
- tests of welding for the qualification relatively to the welded members to realize;
- fabrication of the exemplary for the tests of characterization of the material;
- study of the practical problems than could be taken place when the structural members represented of a duplex stainless steel bridge;
- preparation of the Welding Procedures Standard (WPS) for the chosen details and drawing up of a reference guide for the welding techniques potentially adapted to the employment as in workshop than in yard.

In the Bridgeplex project, the hypotheses begins that for the construction of a bridge the main properties of the duplex stainless steel are the corrosion resistance and the mechanical characteristics that must supply the demanded strength.

4.3.MANUTENZIONE DELLE LAMIERE E IMMAGAZZINAMENTO

Come prima indicazione va detto che nella manipolazione delle lamiere in duplex e del materiale in generale, deve essere evitata la contaminazione con acciaio al carbonio.

Le lamiere devono essere sollevate tramite ventose a vuoto oppure tramite speciali pinze d'acciaio inossidabile (con ganasce rivestite di materiale sintetico adatto); Figura 53.

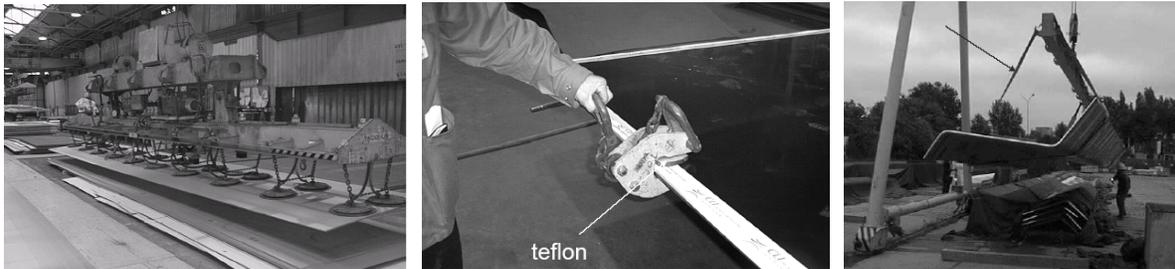


Figura 53. Fasi di lavorazione delle lamiere in duplex

Va evitato l'uso di catene metalliche, che devono essere sostituite da brache di fibre sintetiche (poliammide, poliestere) in linea di massima senza terminali d'acciaio.

Per l'immagazzinamento vanno separate le lamiere in duplex da lamiere di altro materiale; inoltre va evitata accuratamente:

- l'influenza degli effetti atmosferici e di inquinamento;
- la contaminazione ferrosa (materiali d'acciaio al carbonio);
- i danni;
- le deformazioni delle lamiere.

Il materiale deve essere protetto all'esterno con i seguenti accorgimenti (Figura 54):

- appoggio su supporti protetti (interposizione di materiale sintetico o inox a perdere tra acciaio e duplex);
- evitare accuratamente eventuali percolazioni di ruggine sul duplex;
- copertura in plastica;
- separazione con legno tra una lamiera e l'altra, in allineamento tale da evitare deformazioni.



Figura 54. Stoccaggio delle lamiere

Vanno adottati i seguenti accorgimenti base (per attrezzature e ambienti destinati alle lavorazioni del duplex, Figura 55):

- le attrezzature di lavorazione devono essere in acciaio inossidabile, o specificatamente adatte per impiego con acciaio inox;
- gli eventuali supporti devono essere in gomma, legno o acciaio inox;



Figura 55. Accorgimenti da adottare durante le lavorazioni del duplex

- va evitato di camminare sulle lamiere, salvo l'impiego di scarpe idonee, e qualsiasi contatto con l'acciaio al carbonio;
- il reparto di lavorazione deve essere isolato da altre lavorazioni su acciaio al carbonio;
- gli utensili non devono essere condivisi con quelli impiegati per le lavorazioni d'acciaio al carbonio;
- il reparto deve essere pulito da eventuali contaminanti (ruggine, polvere e scarti di lavorazione d'acciaio al carbonio);
- nel caso in cui il reparto non sia completamente isolato da altre lavorazioni d'acciaio al carbonio (ad es. sia solo compartimentato) va data particolare attenzione all'eventuale "polverino presente in aria" che si può depositare sul duplex.

4.4.SALDABILITÀ, SALDATURA E CONTROLLO

I materiali d'apporto di prima generazione presentano una composizione chimica analoga a quella del materiale base e caratteristiche di resilienza non molto brillanti; si ottengono buoni risultati praticamente soltanto su spessori sottili, ove maggiore può essere la diluizione.

Con spessori maggiori si verificano rotture, in zona fusa (ZF) e in zona termicamente alterata (ZTA), date da un contenuto di ferrite molto alto. L'elevata concentrazione di ferrite è conseguenza di un contenuto di nichel e d'azoto (elementi austenitizzanti) insufficiente, sia nel materiale d'apporto sia nel materiale base.

I materiali d'apporto attuali prevedono un maggior contenuto di nichel (fino a circa il 10%) e d'azoto (fino a circa lo 0.30%); in questo modo è ridotta notevolmente la sensibilità nei confronti dell'apporto termico e della temperatura d'interpass.

I processi di saldatura applicabili agli acciai duplex sono i seguenti:

- processo ad arco con elettrodo infusibile sotto protezione gassosa (GTAW);
- processo al plasma (PAW);
- processo ad arco con elettrodo fusibile (pieno o animato) sotto protezione gassosa (GMAW/FCAW);
- processo ad arco manuale con elettrodi rivestiti (SMAW);
- processo ad arco sommerso (SAW).

Essi trovano applicazione in funzione del prodotto saldato da realizzarsi e dei requisiti; con i processi GTAW, PAW e SAW, ad esempio, è possibile che abbia luogo una diluizione eccessiva, mentre i processi SMAW, GMAW e FCAW raramente presentano problemi concernenti l'eccesso di diluizione.

Nell'eventualità d'elevata diluizione, al fine di ottenere un corretto rapporto austenite/ferrite in zona fusa è necessario utilizzare un metallo d'apporto con elevato contenuto di elementi di lega di tipo austenitizzante. Il contenuto di nichel, tuttavia, deve essere controllato e previsto; infatti una composizione chimica finale della zona fusa contenente un tenore di nichel pari all'11-12% provoca un rischio eccessivo di formazione di fasi intermetalliche fragili.

Nei processi ad arco con elettrodo infusibile sotto protezione gassosa (GTAW e PAW), l'uso di miscele argon/idrogeno (2-6% H₂) consente un corretto controllo dell'ossidazione, ma è sconsigliabile a causa del rischio di cricche da idrogeno ogniqualvolta la saldatura non è immediatamente seguita da un trattamento di post riscaldamento.

Anche l'umidità dei gas di protezione deve essere controllata; in genere la temperatura di rugiada è mantenuta a temperature inferiori a -50°C.

Il processo ad arco con elettrodo animato fusibile sotto protezione gassosa (FCAW) fornisce una soluzione conveniente per saldature a penetrazione completa, tuttavia restano determinanti i parametri di saldatura (in particolare la corrente di saldatura); questo processo, infatti, tende a dar luogo a un'eccessiva penetrazione, con conseguente elevata diluizione e rischi di cricche a caldo dovute a un rapporto profondità/larghezza sfavorevole.

Elettrodi rivestiti sono disponibili con rivestimenti basici o rutil-basici, il primo dei quali forse più adatto a tutte le posizioni di saldatura.

I problemi riguardanti l'utilizzo del processo di saldatura ad arco sommerso sono legati alla tecnica esecutiva e alla composizione chimica del materiale d'apporto. Quando non erano ancora disponibili materiali d'apporto con maggior contenuto d'elementi austenitizzanti, le specifiche operative escludevano l'uso di una tecnica a passate contrapposte; i giunti erano saldati con la tecnica a passate

multiple, con un apporto termico relativamente elevato e con una temperatura di pre riscaldamento/interpass pari a circa 150 °C.

Le riparazioni mediante saldatura devono essere gestite con attenzione particolare (in pratica altri cicli di saldatura sono sovrapposti ai precedenti), adottando procedure qualificate e apporti termici relativamente contenuti.

Non è richiesta, in genere, l'esecuzione di trattamenti termici dopo saldatura su sezioni saldate per impieghi strutturali. Soltanto le parti molto deformate (deformazione a freddo >15%) dovrebbero essere sottoposte a trattamento di solubilizzazione a 1050-1100°C.

Oltre alla misura della percentuale di ferrite nella zona fusa e nella termicamente alterata tramite strumenti a permeabilità magnetica (Ferritiscopo), i controlli non distruttivi - rivolti all'individuazione d'imperfezioni nel giunto saldato - sono normalmente effettuati mediante esame con liquidi penetranti (imperfezioni superficiali) ed esame radiografico (imperfezioni volumetriche).

L'esame magnetoscopico non è applicabile a causa della struttura ferritico austenitica dell'acciaio e gli ultrasuoni, per quanto applicabili in termini di fattibilità, risultano di difficile esecuzione per la stessa ragione. Quando effettuato, l'esame con ultrasuoni integra una tecnica tradizionale con l'adozione di sonde angolate a onde trasversali, con una tecnica specifica che adotta sonde angolate a onde longitudinali e sonde a onde superficiali.

4.5. CARATTERISTICHE DEI GIUNTI SALDATI

Applicando una corretta procedura di saldatura, non esistono reali difficoltà nell'ottenere, nel giunto saldato, caratteristiche congruenti con quelle del materiale base.

L'allungamento in zona fusa è normalmente inferiore a quello del materiale base, tuttavia valori attorno al 25% sono normalmente raggiungibili; al contrario, i valori della durezza in zona fusa e in zona termicamente alterata sono, di regola, superiori a quelli del materiale base stesso.

La tenacità dei giunti saldati è inferiore a quella del materiale base; l'influenza della ferrite su questa caratteristica è trascurabile fino a percentuali pari a circa il 60%, oltre tale valore la ferrite assume una valenza molto negativa. L'orientamento generale è che cicli termici di saldatura più lenti favoriscono la presenza di austenite e, pertanto, determinano maggiori valori di tenacità. Anche la tecnica multipass dà luogo a una tenacità maggiore, a seguito della formazione di austenite formatasi nelle aree che sono state sottoposte a cicli termici successivi. D'altra parte, apporti termici eccessivi possono causare precipitazioni di fasi intermetalliche che hanno effetti negativi nei confronti della tenacità. Valori di resilienza superiori o pari a 27 J sono comunque facilmente raggiungibili anche a temperature di -40°C.

La resistenza a fatica dei giunti saldati dipende grandemente dalle condizioni di profilo e dalle caratteristiche meccaniche locali.

Nonostante la carenza di dati, sembra di poter affermare che i risultati delle prove si localizzino al di sopra della curva di progetto corrispondente alla Classe 90 dell'Eurocodice.

La resistenza dei giunti saldati alla corrosione generalizzata e alla corrosione sotto tensione è analoga a quella del materiale base, mentre la resistenza alla corrosione interstiziale e al “pitting”, essendo molto più dipendente dalla struttura metallografica, può risultare leggermente inferiore.

Come detto in precedenza, la matrice bifasica costitutiva dei duplex, combina le migliori proprietà degli acciai inossidabili austenitici e dei ferritici. Per mantenere le qualità del duplex nelle zone di giunzione saldata, è necessario che la struttura cristallina della zona fusa e della zona termicamente alterata sia il più possibile analoga a quella del materiale base (Figura 56), assicurando un corretto equilibrio tra gli elementi austenitizzanti (nichel, manganese, azoto) e ferritizzanti (cromo, molibdeno) contenuti nel materiale d'apporto. Specificatamente, per le alte temperature raggiunte nella parte di ZTA prospiciente la ZF durante la saldatura, si avrà formazione di struttura ferritica dove si raggiungono le temperature più elevate e al raffreddamento una trasformazione in austenite.

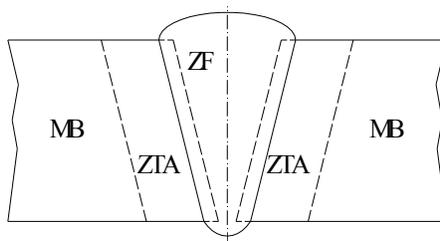


Figura 56. Tipico giunto saldato

Il materiale di apporto della saldatura, per le applicazioni nelle strutture allo stato “come saldato”, deve possedere la medesima composizione chimica del materiale base, eccetto che per il nichel che vi si deve trovare in quantità maggiore del 3-4%, per ridurre la percentuale di ferrite, mantenere il corretto bilancio ferrite/austenite e ottenere ottime proprietà meccaniche. La composizione deve essere tale da produrre una matrice ferritica nella quale la fase austenitica si possa formare omogeneamente, durante la solidificazione. Oltre alla percentuale degli elementi in lega, si deve porre attenzione ai cicli termici che non devono essere troppo blandi, il che porterebbe a un inizio di trasformazione di ferrite in fasi intermetalliche quindi ad una diminuzione della resistenza alla corrosione e delle proprietà meccaniche né, al contrario, con apporti termici troppo elevati. Il verificarsi di quest'ultimo caso, porterebbe ad un aumento eccessivo della percentuale di ferrite delta con un conseguente deterioramento delle caratteristiche di duttilità e tenacità. La presenza d'azoto nel materiale base, garantisce comunque la stabilizzazione della zona termicamente alterata e contrasta la formazione di un grano ferritico grossolano.

Nel metallo saldato, in condizioni di raffreddamento veloce, si sviluppa una microstruttura dendritica mentre se è più lento si osserva una struttura globulare con la direzione del flusso d'apporto termico meno pronunciata. Con la solidificazione si associa la segregazione degli elementi in lega il cui effetto

può condizionare le proprietà di corrosione. In particolare, la trasformazione in austenite è associata con la partizione del cromo, nichel, molibdeno ed azoto tra la ferrite e l'austenite. Da segnalare che il duplex è sensibile all'invecchiamento intorno ai 500°C, inoltre tra i 650-900°C si possono formare rapidamente fasi intermetalliche fragili. Per questi motivi è essenziale controllare l'apporto termico immesso durante la saldatura, mantenendolo in un campo compreso tra 0.6-2.4 kJ/mm. Il modo di solidificare è mostrato nei diagrammi costitutivi (Figura 57), dati per una composizione che prevede il 70% o il 60% di Fe, mentre la struttura dopo solidificazione si può prevedere tramite l'utilizzo del diagramma di costituzione che riporta la composizione chimica al contenuto di ferrite tramite il "Numero di Ferrite", indicato con FN (Figura 58).

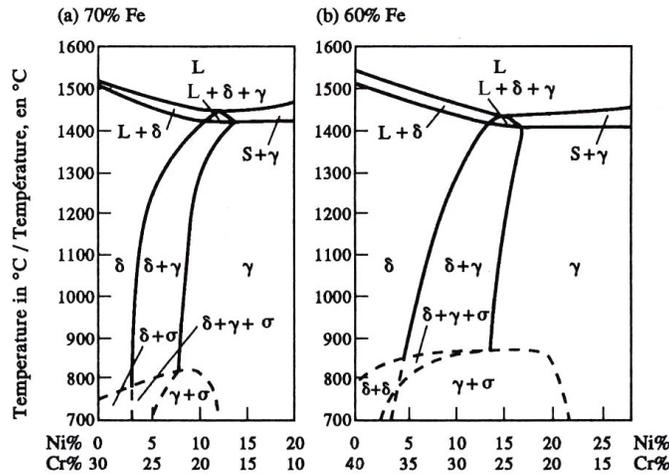


Figura 57. Diagrammi costitutivo pseudo binario Fe-Cr-Ni

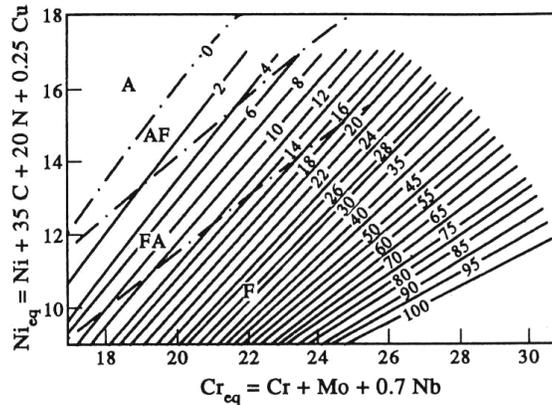


Figura 58. Diagramma di costituzione per la previsione del Numero di Ferrite

Attualmente gli elementi in lega per i duplex sono bilanciati a circa il 40-50% di ferrite con l'austenite. Vi è un generale accordo sul fatto che le caratteristiche positive dei duplex (resistenza, tenacità, resistenza alla corrosione, resistenza alla cricca per corrosione da tensione) sono raggiunte quando c'è almeno il 25% di ferrite in bilancio con l'austenite. Non vi sono notizie di problemi associati con contenuti di ferrite ai margini inferiori di questo campo, tipicamente visti nelle saldature SMAW e SAW.

Un rapido raffreddamento della saldatura comporta un alto contenuto di ferrite, maggiore del 60%. Tali saldature possono avere bassa tenacità e ridotta resistenza alla corrosione. La valutazione metallografica del bilancio di fase nella ZTA è un test appropriato per la qualificazione del procedimento di saldatura. Comunque, tale procedura non è tecnicamente o economicamente valida per elaborare un giudizio su prodotti di leghe o di saldature. La valutazione magnetica del bilancio di fase è ampiamente utilizzata ma ha serie limitazioni di accuratezza quando usata nella ZF o ZTA.

L'idrogeno nella saldatura del duplex è responsabile della formazione di cricche a freddo, con riferimento al contenuto d'umidità nei materiali d'apporto.

Prove condotte su provini tubolari in duplex, soggetti a cicli di temperatura 900-20-900°C, hanno mostrato il verificarsi di una deformazione non reversibile. Questo fatto è imputabile, accanto alla microstruttura molto anisotropa del materiale, alla differenza dei coefficienti di dilatazione termica e dei campi di tensione delle due fasi (Tabella 42).

Tabella 42. Coefficienti di dilatazione termica per le due fasi del duplex

		Valore medio dei coeff. di dilatazione termica da 0 °C a:		
Fase	Tipo	100 °C	315 °C	538 °C
Ferritica	445	10.4	10.8	11.2
Austenitica	303	17.2	17.8	18.4

La distribuzione di tensione non è perciò uniforme ma varia da punto a punto nel materiale e questo dà luogo a micro e macro tensioni. Questa è la causa, tra l'altro, delle tensioni iniziali interne di compressione nella fase ferritica e di trazione nella austenitica. La Tabella 43 riporta le proprietà meccaniche del metallo saldato dedotte dalle prove citate.

Tabella 43. Proprietà meccaniche del metallo saldato

Spessore [mm]	tipo	passate	$R_{0.2}$ [N/mm ²]	f_t [N/mm ²]	A [%]	Charpy V			durezza (HV10)				corr.
						20°C	-20°C	-60°C	sommità		vertice		
									ZTA	ZF	ZTA	ZF	TEST
15	V	4	533	766	30	-	-	16	242	233	256	270	ν
15	Y	3	526	722	28	-	-	20	247	242	243	256	ν
12		1	564	769	30	99	45	11	264	259	268	267	ν

Per gli impieghi strutturali, quindi essenzialmente saldatura d'elementi ricavati da piatti e lamiera, i procedimenti utilizzati sono i seguenti: SMAW, FCAW, GMAW, SAW. Le condizioni di saldatura generalmente valide per gli acciai inossidabili sono, per i duplex, più cogenti; tra queste:

-
- prevenire il sovrariscaldamento al vertice delle saldature e per le sezioni sottili, limitando la temperatura d'interpass e l'apporto termico; in particolare, la temperatura d'interpass deve essere compresa fra i 200 e i 100°C, in funzione della composizione chimica dell'acciaio duplex;
 - proteggere il materiale saldato da un'eccessiva ossidazione.

Il pre riscaldamento non è necessario, eccetto quando la presenza di un'alta percentuale di ferrite nelle strutture possa causare cricche. In tali circostanze si raccomanda una temperatura di pre riscaldamento fino a 150°C. Nel caso in cui, in elementi allo stato "come saldato", non si possano accettare livelli di ferrite molto alti, si effettua un trattamento termico distensivo post saldatura, in questo caso non si hanno limitazioni nelle temperature d'interpass.

Da raccomandare un'attenzione speciale alla criticità connessa con gli aspetti legati alla variazione d'apporto termico e relativamente ai detti trattamenti termici di distensione post saldatura, è da rilevare come questi non siano, di regola, né necessari, né utili. Infatti, come detto in precedenza, anche un'esposizione relativamente breve alle temperature nel campo dai 300°C ai 700°C possono portare alla formazione di fasi alfa primo (475°C), che provocano una perdita di tenacità e di resistenza alla corrosione mentre nel campo dai 700°C ai 1000°C portano a una rapida precipitazione delle fasi intermetalliche con una moderata/severa perdita di tenacità e resistenza alla corrosione. Qualsiasi trattamento termico di un acciaio duplex per qualsiasi ragione, dovrebbe essere in piena soluzione temprata, arrivando alle minime temperature specificate per i prodotti, seguite da un raffreddamento in acqua.

La tempra, infatti, può ristabilire il bilancio di equilibrio di fase ed eliminare i problemi associati con eccessive fasi ferritiche e intermetalliche. Se sono utilizzati metalli d'apporto comuni, tipicamente in lega con il nichel, il bilancio di fase nella saldatura pienamente temprata potrebbe slittare verso l'austenite. Il raffreddamento in acqua è essenziale dopo una tempra finale e un raffreddamento in aria dopo un'esposizione termica intermedia, come per la formatura a caldo, è una buona pratica economica.

Per uno specifico materiale base con condizioni di saldatura fissate (procedimento e parametri) la composizione di metallo saldato finale nel giunto può essere influenzato solo dalla composizione chimica del materiale d'apporto.

Per le applicazioni nelle strutture intese per il servizio nella condizione "come saldato", il materiale è super legato con il nichel, in confronto al materiale base, che assicura il corretto bilancio ferrite/austenite. La risultante della composizione del metallo saldato dipende dai seguenti fattori molto importanti: composizione del materiale base, spessore del materiale, preparazione e procedimento di saldatura, tecnica di saldatura e parametri, composizione del materiale d'apporto.

Sonde termiche elettroniche e termocoppie sono gli strumenti più utilizzati per il monitoraggio della temperatura d'interpass. Quando deve essere eseguito un grande numero di giunzioni un buon

accorgimento economico è un piano di saldatura che provveda a far sì che si abbia abbastanza tempo per il raffreddamento tra una passata e l'altra. La dimensione del pezzo testato impiegato nella qualificazione della procedura di saldatura può influenzare il modo di raffreddamento e quindi la temperatura d'interpass. C'è il rischio che il pezzo testato per la qualificazione di una procedura di saldatura multipass possa arrivare a una temperatura d'interpass ragionevolmente o economicamente raggiungibile durante la reale fabbricazione ma possa poi non determinare la perdita di proprietà che può verificarsi alle alte temperature di interpass che rallentano il raffreddamento della ZTA nella pratica costruttiva (Figura 59).

Sia il pre che il post riscaldamento non sono operazioni necessarie quando s'impiega l'acciaio inossidabile duplex negli elementi saldati.

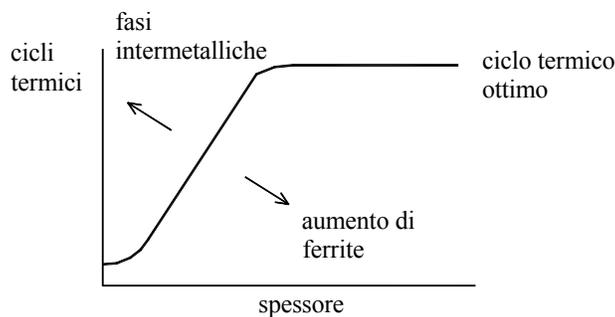


Figura 59. Ciclo termico ottimo

4.6. PROCEDIMENTI DI SALDATURA

Durante la solidificazione dell'acciaio inossidabile duplex il metallo della saldatura si solidifica nella fase di ferrite con sviluppo epitassiale, provocando una struttura di massima in successivamente si forma tra i grani di ferrite l'austenite anche se con i gradi aggiornati con un tenore elevato di N ($N=0.15\div 0.20$) l'eccesso di ferrite è soddisfacente. Il limite di queste trasformazioni e la frazione del volume delle fasi di ferrite e di austenite dipendono dal ciclo termico che prevale durante la saldatura, sulla composizione chimica del metallo d'apporto, sulla diluizione di processo della saldatura, sulla composizione del materiale. Inoltre, durante i funzionamenti della saldatura, la zona termicamente alterata (ZTA) subisce la trasformazione dell'austenite ferrite accompagnata da uno sviluppo del grano. Durante il raffreddamento, si forma austenite inizialmente ai contorni di grano e successivamente all'interno di essi. Per ottenere un equilibrio fra la ferrite e l'austenite che rimane vicino al rapporto ottimale 50:50, è quindi richiesta una tecnica di saldatura controllata. Tuttavia, gli acciai inossidabili duplex standard attuali possono essere saldati senza alcuni problemi entro i limiti correnti attualmente nell'industria.

I problemi che presentano solitamente sono collegati ad errori durante la lavorazione del materiale, la scelta non adeguata della preparazione dei materiali d'apporto nella saldatura e il procedimento di saldatura.

Secondo i vari requisiti di ogni fase di produzione, sono studiate le tecniche di saldatura attualmente usate per un ponte nel suo complesso. Inoltre, sono considerate tecniche innovatrici come la saldatura ibrida del laser (LHW).

Tutti i metodi frequentemente usati della saldatura ad arco di fusione possono essere usati per unire con successo gli acciai inossidabili austeno ferritici, a condizione che le tecniche di saldatura siano adeguate e siano selezionati i materiali d'apporto adatti. Sono state considerate nella realizzazione dei provini le seguenti tecniche di saldatura attualmente impiegate nella costruzione di ponti:

La saldatura ad arco sommerso SMAW è usata per le operazioni di riparazione d'officina, saldature generali come le saldature testa a testa delle nervature, delle piattabande e delle travi. Ad oggi intorno all'1% della saldatura totale in ponte è effettuata adoperando questa tecnica.

La saldatura d'arco al tungsteno GTAW e la saldatura ad arco FCAW sono impiegate rispettivamente per realizzare i giunti a T, i rinforzi per il deck, i rinforzi alle travi in officina ai collegamenti di trave e le saldature testa a testa del deck (passaggio 1°).

FCAW è usato inoltre per la saldatura di elementi prefabbricati. Per gli acciai inossidabili duplex può essere usato soltanto FCAW sotto gas, applicazione nota nel campo delle autocisterne chimiche. Con questa tecnica è effettuato un 30% della saldatura totale per il montaggio di un ponte. Il procedimento ad arco sommerso è usato sia in officina sia in cantiere, per pannelli saldati di testa e i giunti di saldatura per i raccordi a T dei rinforzi longitudinali e trasversali; intorno al 70% della saldatura totale è effettuata usando questa tecnica.

La saldatura laser LHW e ibrida è esaminata per ottimizzare le tecniche della saldatura ad arco per montaggio delle parti strutturali tipiche di un ponte; l'uso della saldatura laser e MIG presenta parecchi vantaggi come l'aumento dello snervamento e influenza la microstruttura della zona fusa usando il metallo d'apporto adatto, tramite cicli termici meno severi. L'uso di questa tecnica è considerato per una zona di produzione dove vi è necessità di ottenere un buon grado d'esattezza della preparazione particolarmente per la saldatura dei rinforzi longitudinali su lastre.

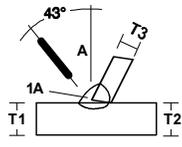
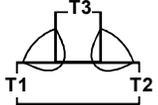
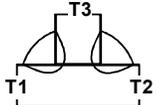
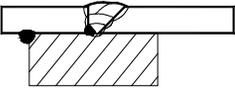
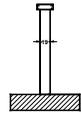
4.7. SELEZIONE DEL MATERIALE DI CONSUMO

In base alle tecnologie di saldatura considerate, i materiali di consumo più vantaggiosi in termini di costo/beneficio sono selezionati. I giunti saldati sono stati prodotti, esaminati e qualificati al livello del laboratorio. Questa prima ricerca concederà identificare i materiali di consumo corretti per

ogni tecnologia e tecniche di saldatura relative. Per un materiale basso specifico con gli stati fissi della saldatura (processo e parametri) la composizione finale nel metallo della saldatura nel giunto può essere influenzata soltanto dalla composizione chimica del metallo d'apporto. Per le applicazioni in strutture saldate destinate a servizio nello stato come saldato, il metallo della saldatura è super legato in Ni, rispetto al metallo base. Ciò sembra assicurare un buon equilibrio del rapporto della ferrite/austenite. Inoltre, secondo il processo della saldatura, diluizione che può variare fra quasi 0 e 100%, è importante prestare l'attenzione grande alla diluizione reale durante la saldatura. La composizione risultante nel metallo della saldatura dipende dai seguenti fattori più importanti: la composizione nel materiale base, lo spessore, il procedimento di saldatura, il tipo e la composizione del materiale di consumo. In questo progetto sono stati considerati e confrontati i materiali d'apporto disponibili in commercio per ogni differente procedimento di saldatura considerato.

In Tabella 44 sono riportati i dettagli saldati selezionati fra quelli più rilevanti presenti in un ponte a lastra ortotropa, lo schema relativo del giunto, la procedura di saldatura, le dimensioni dei cordoni d'angolo, il materiale d'apporto e gli spessori.

Tabella 44. Selezione del materiale d'apporto

WPS	schema giunto	procedura	cordoni d'angolo	materiale d'apporto	spessori
1		121 SAW	6 x 6	OK AUTROD 16.86 OK FLUX 10.93	7 / 12
2		121 SAW	6 x 6	OK AUTROD 16.86 OK FLUX 10.93	7÷12 / 12÷20
3		135 GMAW	6 x 6	OK AUTROD 16.86 MIXTURE	7÷12 / 12÷20
4		136 FCAW + 121 SAW	12	OK TUBROS 14.27 OK FLUX 10.93 MIXTURE	12
5		135 GMAW	12	OK AUTROD 16.86 MIXTURE	12
6		121 SAW	30	OK AUTROD 16.86 OK FLUX 10.93	30
7		781			

4.8.CONTROLLI DI LABORATORIO

Per validare i test di saldatura, quindi procedere con la stesura delle Procedure di Saldatura (WPS) sono condotte i seguenti controlli di laboratorio su provini di pre test messi a punto appositamente (da Tabella 45 a Tabella 51):

- 1) visivi,
- 2) liquidi penetranti
- 3) radiografia (per le giunzioni testa a testa)
- 4) micrografie
- 5) macrografie
- 6) numero di ferrite
- 7) prova Vickers HV10

Tabella 45. Analisi di laboratorio sul dettaglio saldato tipo 1

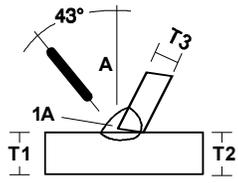
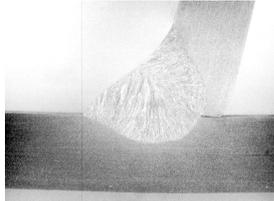
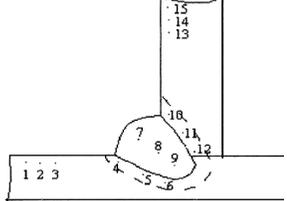
WPS	Dettaglio saldato	proc.	sp.[mm]	Macrografia	Durezza Vickers HV10																																						
1		SAW	7 12																																								
	<p>contenuto di ferrite ASTM E562 (95)</p> <p>attacco: elettrolitico NaOH 30%</p> <p>posizione: HAZ</p> <p>% Ferrite : 47.7 ± 3.3</p>	<p>analisi chimica ASTM E1019 (03)</p> <table border="1" data-bbox="553 1293 786 1451"> <thead> <tr> <th>Cr</th> <th>Mo</th> <th>N</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>%</td> <td>%</td> <td>%</td> </tr> <tr> <td>23.8</td> <td>3.1</td> <td>0.18</td> </tr> </tbody> </table>	Cr	Mo	N	%	%	%	23.8	3.1	0.18	<p>macrografia UNI 3138 (84)</p> <p>amplificazione: 3.8 x</p> <p>attacco: 3HCl+HNO3</p>	<p>UNI EN ISO 6507/1 (99)</p> <table border="1" data-bbox="1112 1293 1414 1604"> <thead> <tr> <th>1</th> <th>2</th> <th>3</th> <th>4</th> <th>5</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>248</td> <td>253</td> <td>251</td> <td>262</td> <td>259</td> </tr> <tr> <td>6</td> <td>7</td> <td>8</td> <td>9</td> <td>10</td> </tr> <tr> <td>264</td> <td>266</td> <td>258</td> <td>257</td> <td>261</td> </tr> <tr> <td>11</td> <td>12</td> <td>13</td> <td>14</td> <td>15</td> </tr> <tr> <td>258</td> <td>248</td> <td>254</td> <td>247</td> <td>248</td> </tr> </tbody> </table>	1	2	3	4	5	248	253	251	262	259	6	7	8	9	10	264	266	258	257	261	11	12	13	14	15	258	248	254	247	248
Cr	Mo	N																																									
%	%	%																																									
23.8	3.1	0.18																																									
1	2	3	4	5																																							
248	253	251	262	259																																							
6	7	8	9	10																																							
264	266	258	257	261																																							
11	12	13	14	15																																							
258	248	254	247	248																																							

Tabella 46. Analisi di laboratorio sul dettaglio saldato tipo 2

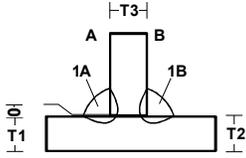
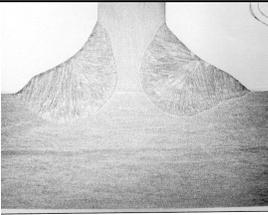
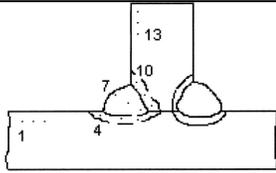
WPS	Dettaglio saldato	proc.	sp.[mm]	Macrografia	Durezza Vickers HV10																																							
2		SAW	7÷12 12÷20																																									
	<p>contenuto di ferrite ASTM E562 (95)</p> <p>attacco: elettrolitico NaOH 30%</p> <p>posizione: HAZ</p> <p>% Ferrite : 48.3 ± 2.7</p>	<p>analisi chimica ASTM E1019 (03)</p> <table border="1"> <thead> <tr> <th>Cr</th> <th>Mo</th> <th>N</th> </tr> <tr> <th>%</th> <th>%</th> <th>%</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>24.1</td> <td>3.2</td> <td>0.17</td> </tr> </tbody> </table>	Cr	Mo	N	%	%	%	24.1	3.2	0.17		<p>macrografia UNI EN 1321 (97)</p> <p>amplificazione: 3.5 x</p> <p>attacco: 3HCl+HNO3</p>	<p>UNI EN ISO 6507/1 (99)</p> <table border="1"> <thead> <tr> <th>1</th> <th>2</th> <th>3</th> <th>4</th> <th>5</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>256</td> <td>258</td> <td>257</td> <td>267</td> <td>260</td> </tr> <tr> <td>6</td> <td>7</td> <td>8</td> <td>9</td> <td>10</td> </tr> <tr> <td>258</td> <td>267</td> <td>264</td> <td>265</td> <td>266</td> </tr> <tr> <td>11</td> <td>12</td> <td>13</td> <td>14</td> <td>15</td> </tr> <tr> <td>258</td> <td>258</td> <td>267</td> <td>266</td> <td>267</td> </tr> </tbody> </table>	1	2	3	4	5	256	258	257	267	260	6	7	8	9	10	258	267	264	265	266	11	12	13	14	15	258	258	267	266	267
Cr	Mo	N																																										
%	%	%																																										
24.1	3.2	0.17																																										
1	2	3	4	5																																								
256	258	257	267	260																																								
6	7	8	9	10																																								
258	267	264	265	266																																								
11	12	13	14	15																																								
258	258	267	266	267																																								

Tabella 47. Analisi di laboratorio sul dettaglio saldato tipo 3

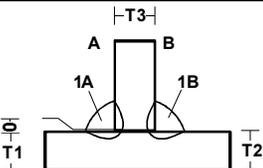
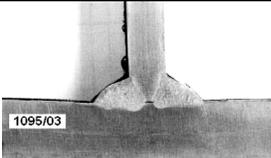
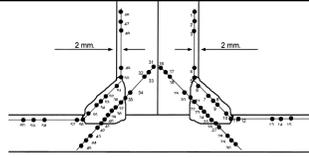
WPS	Dettaglio saldato	proc.	sp.[mm]	Macrografia	Durezza Vickers HV10																																																																																																																																		
3		GMAW	7÷12 12÷20																																																																																																																																				
	<p>contenuto di ferrite</p> <p>posizione: HAZ</p> <p>% Ferrite : 41.47 (media)</p>			<p>macrografia amplificazione: 1.7 x</p> <p>attacco: elettrolitico</p>	<p>UNI EN ISO 6507/1 (97)</p> <table border="1"> <thead> <tr> <th>1</th> <th>2</th> <th>3</th> <th>4</th> <th>5</th> <th>6</th> <th>7</th> <th>8</th> <th>9</th> <th>10</th> <th>11</th> <th>12</th> <th>13</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>257</td> <td>262</td> <td>260</td> <td>262</td> <td>265</td> <td>264</td> <td>264</td> <td>263</td> <td>261</td> <td>264</td> <td>263</td> <td>263</td> <td>263</td> </tr> <tr> <td>14</td> <td>15</td> <td>16</td> <td>17</td> <td>18</td> <td>19</td> <td>20</td> <td>21</td> <td>22</td> <td>23</td> <td>24</td> <td>25</td> <td>26</td> </tr> <tr> <td>263</td> <td>261</td> <td>254</td> <td>257</td> <td>263</td> <td>267</td> <td>263</td> <td>263</td> <td>265</td> <td>266</td> <td>266</td> <td>267</td> <td>264</td> </tr> <tr> <td>27</td> <td>28</td> <td>29</td> <td>30</td> <td>31</td> <td>32</td> <td>33</td> <td>34</td> <td>35</td> <td>36</td> <td>37</td> <td>38</td> <td>39</td> </tr> <tr> <td>261</td> <td>261</td> <td>257</td> <td>256</td> <td>256</td> <td>254</td> <td>257</td> <td>262</td> <td>265</td> <td>266</td> <td>266</td> <td>265</td> <td>263</td> </tr> <tr> <td>40</td> <td>41</td> <td>42</td> <td>43</td> <td>44</td> <td>45</td> <td>46</td> <td>47</td> <td>48</td> <td>49</td> <td>50</td> <td>51</td> <td>52</td> </tr> <tr> <td>265</td> <td>264</td> <td>259</td> <td>254</td> <td>262</td> <td>262</td> <td>262</td> <td>247</td> <td>251</td> <td>253</td> <td>263</td> <td>266</td> <td>270</td> </tr> <tr> <td>53</td> <td>54</td> <td>55</td> <td>56</td> <td>57</td> <td>58</td> <td>59</td> <td>60</td> <td>61</td> <td>62</td> <td>63</td> <td>64</td> <td>65</td> </tr> <tr> <td>269</td> <td>267</td> <td>268</td> <td>268</td> <td>270</td> <td>271</td> <td>274</td> <td>269</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> </tbody> </table>	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	257	262	260	262	265	264	264	263	261	264	263	263	263	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	263	261	254	257	263	267	263	263	265	266	266	267	264	27	28	29	30	31	32	33	34	35	36	37	38	39	261	261	257	256	256	254	257	262	265	266	266	265	263	40	41	42	43	44	45	46	47	48	49	50	51	52	265	264	259	254	262	262	262	247	251	253	263	266	270	53	54	55	56	57	58	59	60	61	62	63	64	65	269	267	268	268	270	271	274	269					
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13																																																																																																																											
257	262	260	262	265	264	264	263	261	264	263	263	263																																																																																																																											
14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26																																																																																																																											
263	261	254	257	263	267	263	263	265	266	266	267	264																																																																																																																											
27	28	29	30	31	32	33	34	35	36	37	38	39																																																																																																																											
261	261	257	256	256	254	257	262	265	266	266	265	263																																																																																																																											
40	41	42	43	44	45	46	47	48	49	50	51	52																																																																																																																											
265	264	259	254	262	262	262	247	251	253	263	266	270																																																																																																																											
53	54	55	56	57	58	59	60	61	62	63	64	65																																																																																																																											
269	267	268	268	270	271	274	269																																																																																																																																

Tabella 48. Analisi di laboratorio sul dettaglio saldato tipo 4

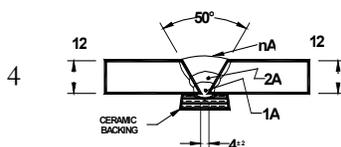
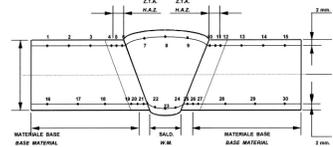
WPS	Dettaglio saldato	proc.	sp.[mm]	Macrografia	Durezza Vickers HV10																																																																																											
4	 <p>contenuto di ferrite posizione: HAZ % Ferrite : 43.47 (media)</p>	FCAW +	12 SAW	 <p>macrografia amplificazione: 2 x attacco: elettrolitico</p>	 <p>UNI EN ISO 6507/1 (97)</p> <table border="1"> <tr><td>1</td><td>2</td><td>3</td><td>4</td><td>5</td><td>6</td><td>7</td><td>8</td><td>9</td><td>10</td><td>11</td><td>12</td><td>13</td></tr> <tr><td>250</td><td>249</td><td>249</td><td>255</td><td>261</td><td>264</td><td>273</td><td>272</td><td>275</td><td>267</td><td>260</td><td>258</td><td>250</td></tr> <tr><td>14</td><td>15</td><td>16</td><td>17</td><td>18</td><td>19</td><td>20</td><td>21</td><td>22</td><td>23</td><td>24</td><td>25</td><td>26</td></tr> <tr><td>249</td><td>252</td><td>251</td><td>254</td><td>256</td><td>274</td><td>282</td><td>280</td><td>269</td><td>269</td><td>271</td><td>277</td><td>281</td></tr> <tr><td>27</td><td>28</td><td>29</td><td>30</td><td>31</td><td>32</td><td>33</td><td>34</td><td>35</td><td>36</td><td>37</td><td>38</td><td>39</td></tr> <tr><td>271</td><td>253</td><td>254</td><td>254</td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td></tr> <tr><td>40</td><td>41</td><td>42</td><td>43</td><td>44</td><td>45</td><td>46</td><td>47</td><td>48</td><td>49</td><td>50</td><td>51</td><td>52</td></tr> </table>	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	250	249	249	255	261	264	273	272	275	267	260	258	250	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	249	252	251	254	256	274	282	280	269	269	271	277	281	27	28	29	30	31	32	33	34	35	36	37	38	39	271	253	254	254										40	41	42	43	44	45	46	47	48	49	50	51	52
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13																																																																																				
250	249	249	255	261	264	273	272	275	267	260	258	250																																																																																				
14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26																																																																																				
249	252	251	254	256	274	282	280	269	269	271	277	281																																																																																				
27	28	29	30	31	32	33	34	35	36	37	38	39																																																																																				
271	253	254	254																																																																																													
40	41	42	43	44	45	46	47	48	49	50	51	52																																																																																				

Tabella 49. Analisi di laboratorio sul dettaglio saldato tipo 5

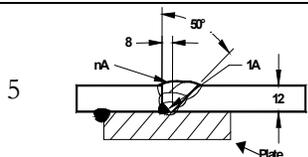
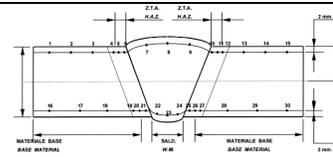
WPS	Dettaglio saldato	proc.	sp.[mm]	Macrografia	Durezza Vickers HV10																																																																																											
5	 <p>contenuto di ferrite posizione: HAZ % Ferrite : 46.70 (media)</p>	GMAW	12	 <p>macrografia amplificazione: 1.9 x attacco: elettrolitico</p>	 <p>UNI EN ISO 6507/1 (97)</p> <table border="1"> <tr><td>1</td><td>2</td><td>3</td><td>4</td><td>5</td><td>6</td><td>7</td><td>8</td><td>9</td><td>10</td><td>11</td><td>12</td><td>13</td></tr> <tr><td>250</td><td>249</td><td>249</td><td>255</td><td>261</td><td>264</td><td>273</td><td>272</td><td>275</td><td>267</td><td>260</td><td>258</td><td>250</td></tr> <tr><td>14</td><td>15</td><td>16</td><td>17</td><td>18</td><td>19</td><td>20</td><td>21</td><td>22</td><td>23</td><td>24</td><td>25</td><td>26</td></tr> <tr><td>249</td><td>252</td><td>251</td><td>254</td><td>256</td><td>274</td><td>282</td><td>280</td><td>269</td><td>269</td><td>271</td><td>277</td><td>281</td></tr> <tr><td>27</td><td>28</td><td>29</td><td>30</td><td>31</td><td>32</td><td>33</td><td>34</td><td>35</td><td>36</td><td>37</td><td>38</td><td>39</td></tr> <tr><td>271</td><td>253</td><td>254</td><td>254</td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td></tr> <tr><td>40</td><td>41</td><td>42</td><td>43</td><td>44</td><td>45</td><td>46</td><td>47</td><td>48</td><td>49</td><td>50</td><td>51</td><td>52</td></tr> </table>	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	250	249	249	255	261	264	273	272	275	267	260	258	250	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	249	252	251	254	256	274	282	280	269	269	271	277	281	27	28	29	30	31	32	33	34	35	36	37	38	39	271	253	254	254										40	41	42	43	44	45	46	47	48	49	50	51	52
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13																																																																																				
250	249	249	255	261	264	273	272	275	267	260	258	250																																																																																				
14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26																																																																																				
249	252	251	254	256	274	282	280	269	269	271	277	281																																																																																				
27	28	29	30	31	32	33	34	35	36	37	38	39																																																																																				
271	253	254	254																																																																																													
40	41	42	43	44	45	46	47	48	49	50	51	52																																																																																				

Tabella 50. Analisi di laboratorio sul dettaglio saldato tipo 6

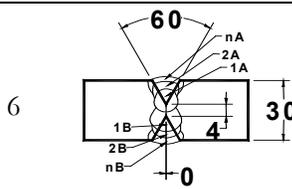
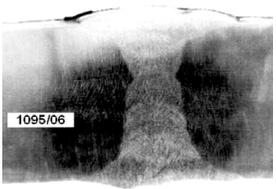
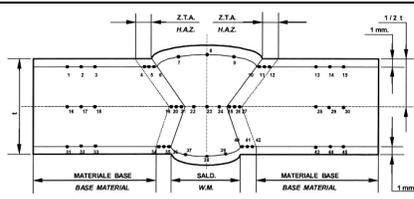
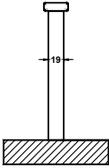
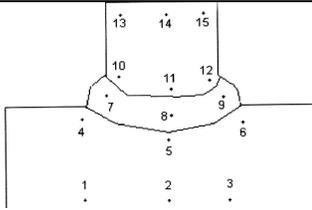
WPS	Dettaglio saldato	proc.	sp.[mm]	Macrografia	Durezza Vickers HV10																																																																																																								
6	 <p>contenuto di ferrite posizione: HAZ % Ferrite : 44.00 (media)</p>	SAW	30	 <p>macrografia amplificazione: 2 x attacco: elettrolitico</p>	 <p>UNI EN ISO 6507/1 (97)</p> <table border="1"> <tr><td>1</td><td>2</td><td>3</td><td>4</td><td>5</td><td>6</td><td>7</td><td>8</td><td>9</td><td>10</td><td>11</td><td>12</td><td>13</td></tr> <tr><td>263</td><td>261</td><td>266</td><td>264</td><td>271</td><td>279</td><td>279</td><td>282</td><td>280</td><td>277</td><td>269</td><td>267</td><td>265</td></tr> <tr><td>14</td><td>15</td><td>16</td><td>17</td><td>18</td><td>19</td><td>20</td><td>21</td><td>22</td><td>23</td><td>24</td><td>25</td><td>26</td></tr> <tr><td>264</td><td>262</td><td>247</td><td>243</td><td>246</td><td>253</td><td>259</td><td>263</td><td>267</td><td>275</td><td>269</td><td>272</td><td>264</td></tr> <tr><td>27</td><td>28</td><td>29</td><td>30</td><td>31</td><td>32</td><td>33</td><td>34</td><td>35</td><td>36</td><td>37</td><td>38</td><td>39</td></tr> <tr><td>257</td><td>248</td><td>250</td><td>251</td><td>261</td><td>260</td><td>260</td><td>260</td><td>263</td><td>261</td><td>262</td><td>262</td><td>264</td></tr> <tr><td>40</td><td>41</td><td>42</td><td>43</td><td>44</td><td>45</td><td>46</td><td>47</td><td>48</td><td>49</td><td>50</td><td>51</td><td>52</td></tr> <tr><td>265</td><td>262</td><td>260</td><td>259</td><td>263</td><td>262</td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td></tr> </table>	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	263	261	266	264	271	279	279	282	280	277	269	267	265	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	264	262	247	243	246	253	259	263	267	275	269	272	264	27	28	29	30	31	32	33	34	35	36	37	38	39	257	248	250	251	261	260	260	260	263	261	262	262	264	40	41	42	43	44	45	46	47	48	49	50	51	52	265	262	260	259	263	262							
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13																																																																																																	
263	261	266	264	271	279	279	282	280	277	269	267	265																																																																																																	
14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26																																																																																																	
264	262	247	243	246	253	259	263	267	275	269	272	264																																																																																																	
27	28	29	30	31	32	33	34	35	36	37	38	39																																																																																																	
257	248	250	251	261	260	260	260	263	261	262	262	264																																																																																																	
40	41	42	43	44	45	46	47	48	49	50	51	52																																																																																																	
265	262	260	259	263	262																																																																																																								

Tabella 51. Analisi di laboratorio sul dettaglio saldato tipo 7

WPS	Dettaglio saldato	proc.	sp.[mm]	Macrografia	Durezza Vickers HV10																																							
7		SAW	30																																									
	contenuto di ferrite ASTM E562 (95) attacco: elettrolitico NaOH 30% posizione: HAZ % Ferrite : 36.5 ± 3.0	analisi chimica ASTM E1019 (03)		macrografia amplificazione: 2.7 x attacco: 3HCl+HNO ₃	UNI EN ISO 6507/1 (99)																																							
		<table border="1"> <thead> <tr> <th>Cr</th> <th>Mo</th> <th>N</th> </tr> <tr> <th>%</th> <th>%</th> <th>%</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>22.1</td> <td>2.4</td> <td>0.18</td> </tr> </tbody> </table>	Cr	Mo	N	%	%	%	22.1	2.4	0.18			<table border="1"> <thead> <tr> <th>1</th> <th>2</th> <th>3</th> <th>4</th> <th>5</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>255</td> <td>257</td> <td>251</td> <td>280</td> <td>284</td> </tr> <tr> <th>6</th> <th>7</th> <th>8</th> <th>9</th> <th>10</th> </tr> <tr> <td>290</td> <td>231</td> <td>246</td> <td>270</td> <td>225</td> </tr> <tr> <th>11</th> <th>12</th> <th>13</th> <th>14</th> <th>15</th> </tr> <tr> <td>215</td> <td>227</td> <td>284</td> <td>237</td> <td>315</td> </tr> </tbody> </table>	1	2	3	4	5	255	257	251	280	284	6	7	8	9	10	290	231	246	270	225	11	12	13	14	15	215	227	284	237	315
Cr	Mo	N																																										
%	%	%																																										
22.1	2.4	0.18																																										
1	2	3	4	5																																								
255	257	251	280	284																																								
6	7	8	9	10																																								
290	231	246	270	225																																								
11	12	13	14	15																																								
215	227	284	237	315																																								

Riguardo il dettaglio saldato tipo 7, va segnalato quanto segue. Sono state eseguite due prove di saldatura di pioli in duplex su piastre in duplex; entrambe le macrografie hanno evidenziato la presenza di pori all'interno del metallo fuso. I pori sono dovuti alla perdita d'azoto durante la fusione dei due materiali base in duplex con circa lo 0.17% d'azoto. Nel caso in cui la saldatura fosse stata ad arco, GTAW, le bolle di N sarebbero potute fuoriuscire dallo stagno della saldatura prima della solidificazione del metallo fuso. Nel caso della saldatura della vite prigioniera, i pori non possono fuoriuscire perché sono arrestate dalla superficie solida della vite prigioniera e in tal modo sono intrappolate nel metallo fuso; i pori possono avere alcuni effetti nocivi sulla resistenza alla trazione e sulla resistenza di fatica.

Sono state condotte delle prove per verificare se l'uso di un gas di protezione possa migliorare la situazione perché nella saldatura normale della vite prigioniera non vi è tale gas per la tecnologia di saldatura tipicamente adottata. Inoltre quando l'acciaio inossidabile duplex è raffreddato velocemente si forma una percentuale maggiore di ferrite e ciò è tipico nella saldatura delle viti prigioniere. Le strutture del grano della ferrite non sono duttili quanto le strutture austenitiche del grano e sarebbe auspicabile un raffreddamento più lento per produrre una più alta percentuale d'austenite.

Concludendo, poiché le viti prigioniere duplex saldate su piastre duplex potrebbero condurre al problema detto della formazione dei pori mentre nessun problema è stato incontrato nella saldatura di viti prigioniere austenitiche su piastre duplex, le viti utilizzate ai fini del progetto sono in acciaio inossidabile austenitico EN 1.4301.

Specificatamente per alcune tipologie sono stati estesi degli ulteriori controlli (Tabella 52).

Tabella 52. Estensione dei controlli per tipologia di giunto

Giunti saldati		Controlli			
tipo	descrizione	visivo	PT	UT	RT
1	cordoni d'angolo automatico	100%	100%		
2	cordoni d'angolo manuale	100%	100%		
3	testa a tasta manuale	100%	100%		100%
4	testa a tasta automatico	100%	100%		100%
5	piolatura tipo Nelson	100%	piega		

La normativa di riferimento è data in Tabella 53.

Tabella 53. Limiti e livelli d'accettabilità sui principali tipi di collegamento

Tipo di controllo	Normativa esecuzione del controllo	Normativa criteri d'accettabilità
visivo	UNI EN 970	UNI EN 25817 Liv B
radiografico	UNI EN 1435	UNI EN 12517 Liv 2

N.B. Prova di durezza Vickers HV10 secondo 1043-1

Per quanto riguarda i livelli d'accettabilità sulla percentuale di ferrite si è fatto riferimento a quanto riportato in Tabella 54.

Tabella 54. Livelli d'accettabilità sulla percentuale di ferrite

Tipo di Procedimento	Ferrite %
FCAW – SAW	20 ÷ 40 %
GMAW	20 ÷ 60 %

4.9.ELABORAZIONE DELLE TAVOLE DI OFFICINA E PREPARAZIONE PROVINI

Per preparare i componenti delle varie tipologie di provini è stato necessario elaborare in successione delle tavole d'officina, come risulta da Tabella 55.

Tabella 55. Livelli d'accettabilità sulla percentuale di ferrite

Disegno	n.tavole	Figura di riferimento
Tavola di assieme.	n.1	Figura 60
Piani di taglio	n.25	Figura 61
Normalini d'officina	n.29	Figura 62

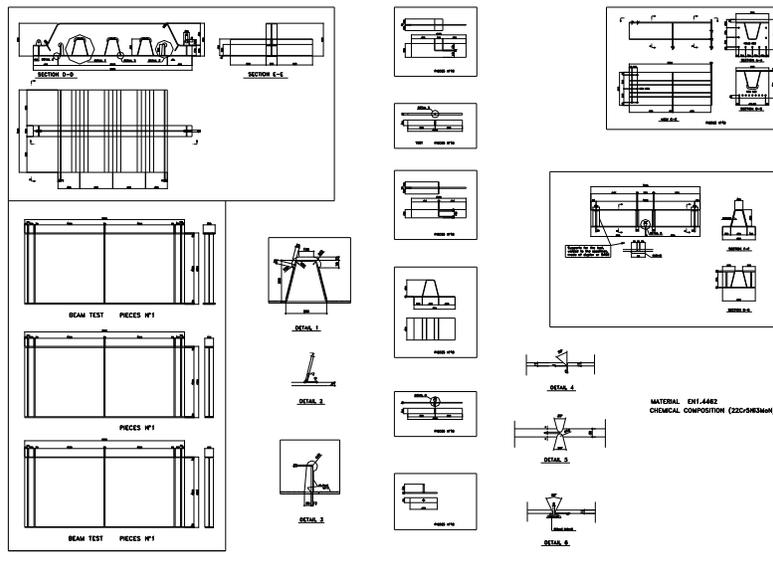


Figura 60. Tavole esecutive per la fabbricazione dei provini a fatica e per la stabilità

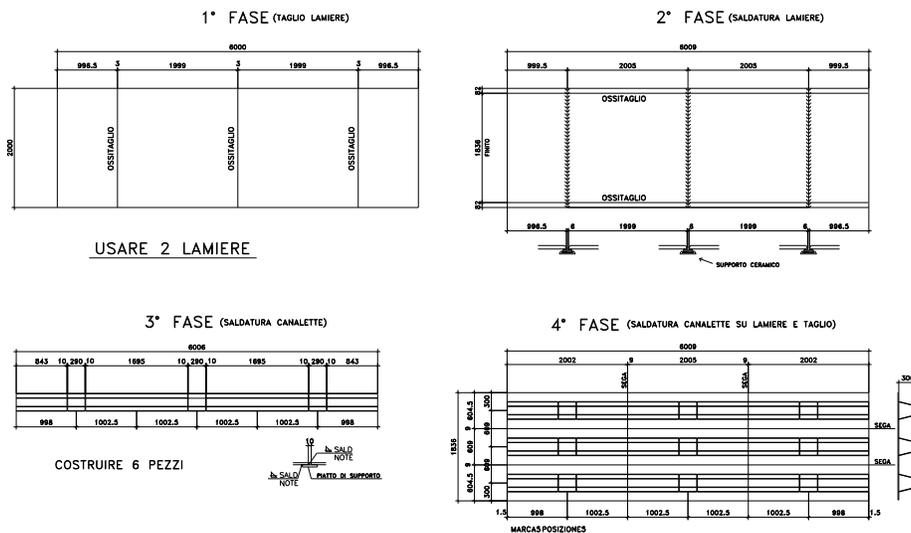


Figura 61. Esempio di Foglio di taglio

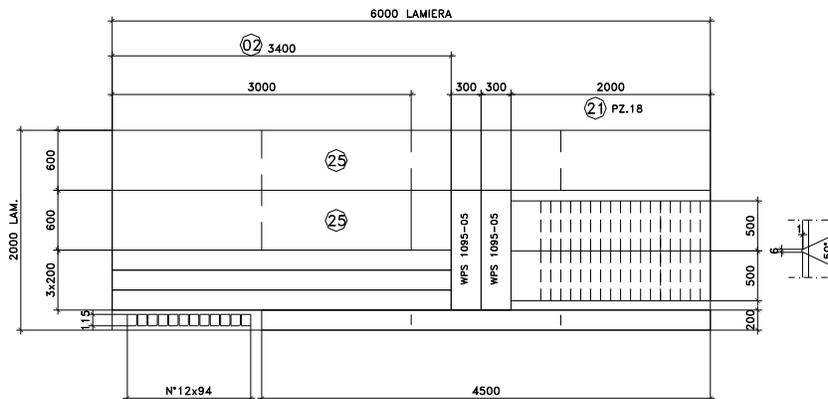


Figura 62. Esempio di normalino d'officina

I particolari e i componenti saldati critici selezionati sono stati prodotti con le tecnologie specifiche di saldatura.

Prima di passare alla rassegna delle fasi di costruzione di un ponte descrivendo gli impianti d'officina è opportuno premettere le considerazioni alla base dello sviluppo di un progetto costruttivo, riassunte sinteticamente nei punti seguenti:

- rendere il sistema dell'impalcato compatibile con la tecnica operativa, specialmente a riguardo della verifica di stabilità delle travi all'azione dei carichi locali;
- ridurre i problemi di trasporto dall'officina al cantiere, rispetto gli elementi prefabbricati della trave, con lo scopo ridurre il numero di giunti saldati da realizzare in cantiere, dipendendo anche dalle circostanze climatiche operative;
- assicurare l'affidabilità esecutiva delle giunzioni per l'assemblaggio in cantiere, normalmente previste bullonate, anche in presenza di pacchetti da chiudere di dimensioni notevoli;
- adottare per l'esecuzione dei giunti superiori della lastra, le tecniche più moderne e più certe, anche in rapporto alle verifiche durante il lavoro, alle possibilità operative e all'affidabilità di esecuzione di comandi non distruttivi;
- ottimizzare le fasi esecutive, specialmente in cantiere;
- migliorare tutte le funzioni collegate al tempo d'impiego del sistema d'impalcato, in rapporto alle verifiche realizzate per tutte le sezioni ottimizzate e per gli stati più gravosi di carico;
- ottimizzare il progetto in rapporto alle verifiche della stabilità elastica, anche durante le fasi di varo e la disposizione e la tipologia conseguente d'irrigidimenti trasversali e longitudinali.

La progettazione costruttiva interessa inoltre l'individualizzazione delle tecniche di saldatura da adottare, la tipologia e la geometria dei giunti. Le regole applicabili alla progettazione costruttiva possono trovare il riferimento nella legislazione europea ENV 1090-5: Esecuzione delle strutture d'acciaio, regole supplementari per i ponti (1998).

La costruzione in officina trasforma i fogli iniziali negli elementi prefabbricati di carpenteria metallica che iniziano dal progetto del sistema dell'impalcato, dando valore alle ipotesi di calcolo purché siano rispettate le tolleranze di costruzione e contenuti i difetti geometrici inerenti a ogni processo produttivo. Nella verifica di stabilità, infatti, i cosiddetti difetti iniziali devono essere attribuiti agli elementi strutturali, per verificare la validità delle ipotesi iniziali degli elementi, considerato che le tolleranze costruttive devono rispettare severi limiti. Per ottimizzazione in generale il lavoro, prima di realizzare gli elementi in carpenteria devono essere verificata la possibilità di movimento degli elementi massimi trasportabili

Le attività d'officina devono essere considerate come pre lavorazioni, le principali sono:

- taglio delle piastre per ottenere le strisce o i pannelli, con i montaggi cartesiani dell'ossitaglio o il plasma a controllo numerico (Figura 64);

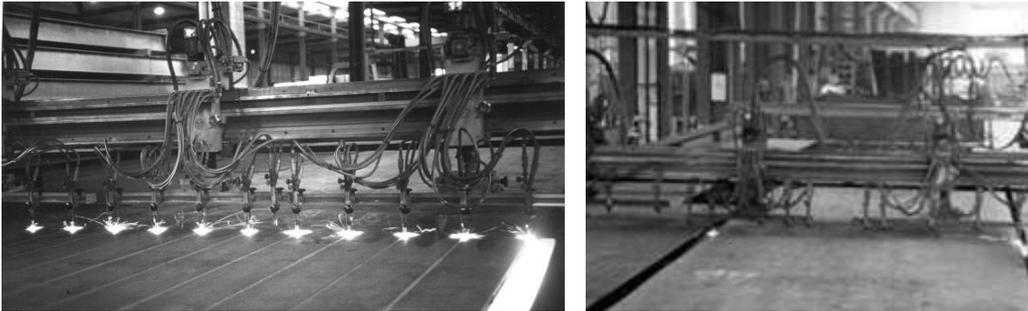


Figura 63. Ossitaglio di piattabande e anime

- la cianfrinatura dell'orlo dei pannelli, per la preparazione dei bordi alla saldatura (Figura 65);

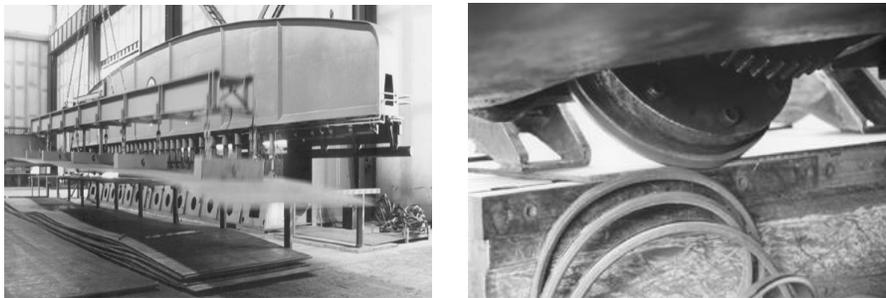


Figura 64. Preparazione del bordo della lamiera

- la pre sabbiatura di tutte le parti prima dell'esecuzione della saldatura, con lo scopo di eliminare lo strato di calamina, di ruggine e di altre impurità;
- la composizione per saldatura dei profili a T e a doppio T con impianti automatici, saldatura ad arco sommerso a teste contrapposte, senza la necessità di tratti d'imbastitura grazie a un sistema di guida a gabbie di rulli, entro le quali è fatto scorrere il profilo in saldatura (Figura 66);



Figura 65. T-master

- il taglio e perforazione dei profili descritti, dei profili angolari e della trave con un programma a controllo numerico; il taglio è effettuato generalmente con le seghe circolari nel caso di dimensioni massime (travi di h_{\max} 2.5 o 3 m).

Le seguenti lavorazioni riguardano la pre-fabbricazione d'officina in particolare per l'assemblaggio di elementi di lastra ortotropa il cui scopo è rispondere alle aspettative di qualità. Le attività di prefabbricazione sono sviluppate secondo le seguenti linee:

- la panel-line, che ENde questa denominazione dai pannelli di lastra ortotropa cui sono saldati gli irrigidimenti longitudinali trapezi (Figura 67);



Figura 66. Panel-line

- su appositi banchi dotati di riscontri registrabili sono posati i pannelli o gli elementi a T delle travi principali, preventivamente irrigiditi longitudinalmente, e con l'impiego di portali oleodinamici mobili sono montati e pressati gli irrigidimenti trasversali, preventivamente pre lavorati. Gli irrigidimenti sono imbastiti con robusti tratti di saldatura, quindi il pannello è trasferito ad altro banco dotato di posizionatori basculanti per l'esecuzione manuale della saldatura (Figura 68);
- raddrizzatura e controllo finale su banco di riscontro.

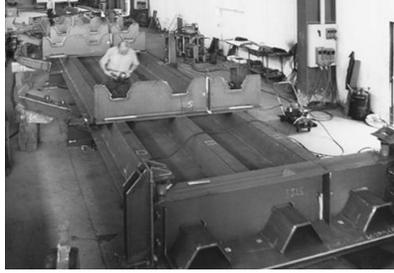


Figura 67. Saldatura manuale della sezione a T

Tutte le fasi d'esecuzione del ciclo produttivo sono soggette a un controllo non distruttivo, particolarmente per la saldatura definita "processo speciale" e garantire quindi la qualità degli elementi finali. I rapporti quotidiani seguono l'avanzamento della costruzione dei pannelli d'impalcato, tramite l'emissione finale di certificati di prova che consentono di liberare la spedizione in cantiere di ogni singolo componente.

In cantiere i bordi sono accostati e fissati per procedere con la saldatura, tramite delle "clampe" ammorsate a viti prigioniere M16 lunghe 120 mm posizionate con la pistola a pressione (Figura 69).

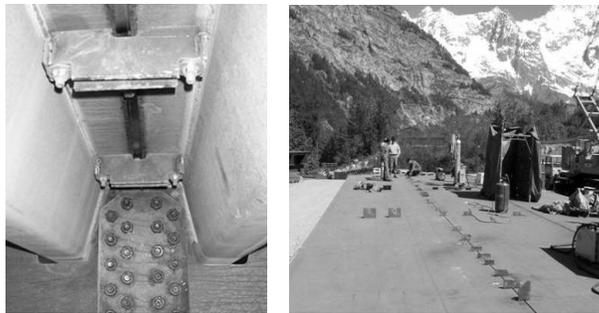


Figura 68. Parte inferiore della lastra ortotropa e parte superiore

In Tabella 56 sono riportate le immagini di alcuni provini durante le lavorazioni per la produzione in serie degli esemplari e in Tabella 57 s'illustrano gli schemi di tutti gli esemplari prodotti.

Tabella 55. Lavorazione di alcuni provini

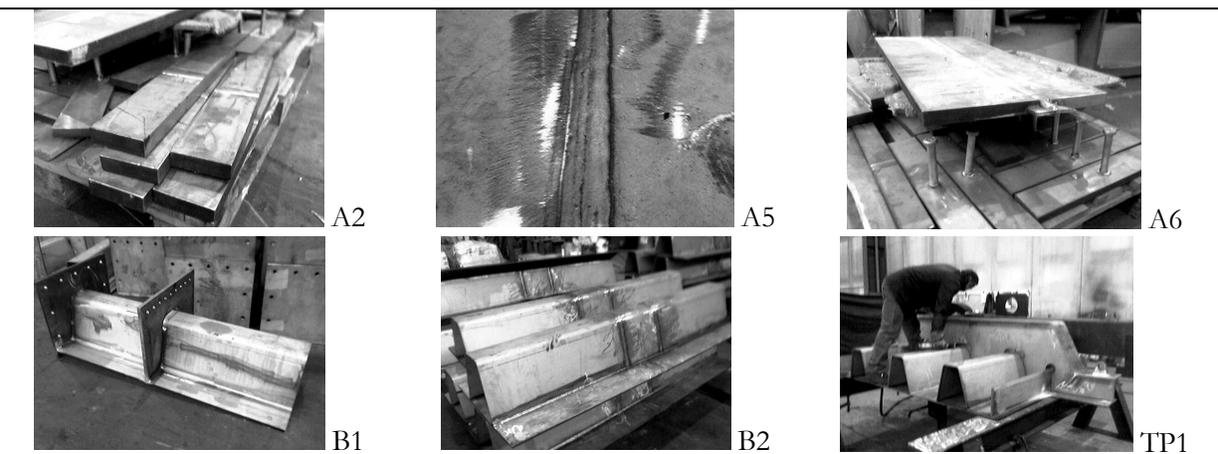
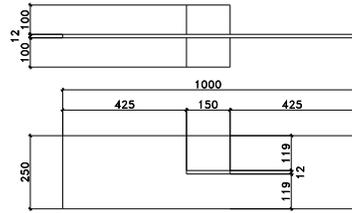


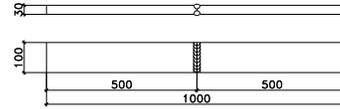
Tabella 56. Schema di tutti gli esemplari prodotti

Provini



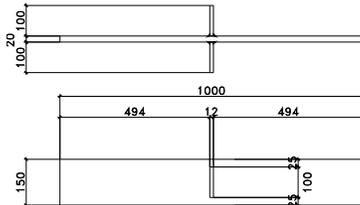
A1 [Dettaglio 1 della Tabella 8.4] $\Delta\sigma = 56 \text{ N/mm}^2$

Attacchi longitudinali



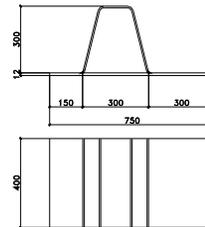
A2 [Dettaglio 5 della Tabella 8.3] $\Delta\sigma = 90 \text{ N/mm}^2$

Giunzione trasversale di testa di piatti



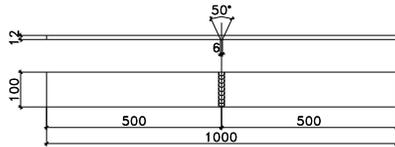
A3 [Dettaglio 6 della Tabella 8.4] $\Delta\sigma = 80 \text{ N/mm}^2$

Attacchi trasversali



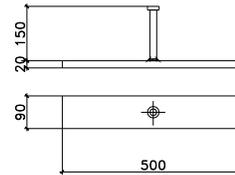
A4 [Dettaglio 8 della Tabella 8.8] $\Delta\sigma = 50 \text{ N/mm}^2$

Giunzione dell'irrigidimento trapezio alla lastra



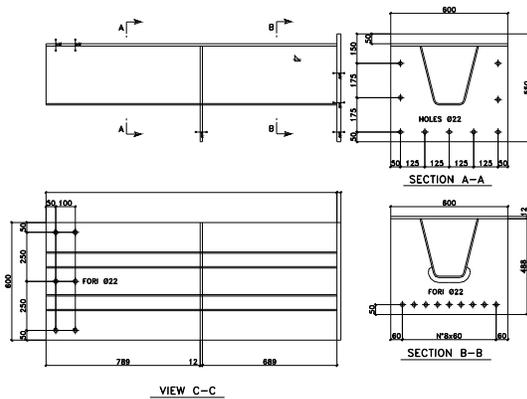
A5 [Dettaglio 11 della Tabella 8.3] $\Delta\sigma = 80 \text{ N/mm}^2$

Giunzione trasversale di testa



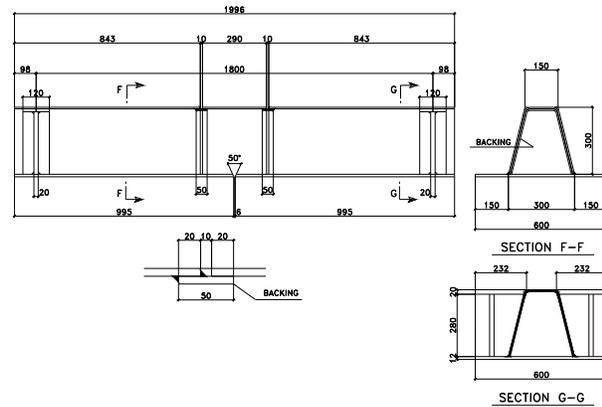
A6 [Dettaglio 9 della Tabella 8.4] $\Delta\sigma = 80 \text{ N/mm}^2$

Pioli a taglio sul materiale base



B1 [Dettaglio 2 della Tabella 8.8] $\Delta\sigma = 80 \text{ N/mm}^2$

Giunzione dei traversi



B2 [Dettaglio 5 della Tabella 8.8] $\Delta\sigma = 71 \text{ N/mm}^2$

Giunzione a piena penetrazione con piattino di appoggio

Il totale dei provini è riportato in Tabella 58

Tabella 57. Elenco esemplari prodotti

Esemplare	n. di provini realizzati
Stabilità a taglio	
TB1	1
TB2	1
TB3	1
Resistenza alla corrosione	
small B1	20
small B2	60
Fatica a scala ridotta	
A1	17
A2	26
A3	17
A4	17
A4 (LHW)	15
A5	17
A6	17
B1	17
B2	17
Fatica a scala reale	
TP1	3
Fatica e corrosione	
A1, A2, A3, A4, A5, A6, B1, B2	1

Da rilevare i seguenti problemi, incontrati durante le prove di saldatura:

- rimuovere il film d'ossido nella zona termicamente alterata;
- il materiale deve essere lavorato e immagazzinato con cura;
- dopo saldatura è necessario rimuovere il film ossidato nella zona termicamente alterata;
- utilizzare attrezzature non inquinate dalla presenza di polveri d'acciaio al carbonio;
- il pre riscaldamento non è necessario né raccomandato se la temperatura è non minore di 0°C, altrimenti è necessario il pre riscaldamento fino ai 20°C;
- la temperatura massima d'interpass è 150 °C;

-
- l'apporto termico è minore rispetto l'acciaio al carbonio quindi si ha un incremento dei tempi d'assemblaggio;
 - incremento degli angoli di contro monta e lavorazioni d'officina complesse per rispettare le tolleranze compromesse dall'elevata conducibilità termica;
 - difficoltà al taglio delle lamiere con sega circolare per un'usura importante dei dischi.

5.FATICA

5.1.INTRODUZIONE

I ponti sono strutture sottoposte principalmente a carichi ciclici (sia azioni della carreggiata che della ferrovia), di conseguenza il progetto a fatica è basilare. La soletta del ponte può essere anche a sistema misto acciaio con calcestruzzo ma è più significativa in termini di problemi di fatica la lastra ortotropa. In quest'ultima tipologia sono presenti tanti dettagli saldati che possono essere considerati come punti d'inizio della rottura per fatica e alcuni di loro possono essere d'interesse generale per altri tipi di strutture. Sinteticamente, il tipo di costruzione a lastra ortotropa consiste in moduli prefabbricati saldati in officina e uniti insieme in cantiere anche per mezzo della saldatura. In cantiere i giunti superiori della lastra sono sempre saldati mentre i giunti degli elementi del traverso possono essere serrati o saldati. I traversi (sezione a forma di T) sono serrati, i diaframmi e i sostegni sono fatti con profili a T o a L serrati. Lo schema statico del traverso è di trave continua su più appoggi.

La campagna prove a fatica ha lo scopo di verificare la possibilità di un aggiornamento dell'Eurocodice 3 al fine poterlo applicare alla progettazione a fatica di ponti saldati (ENV 1993-2) per il collegamento di parti in acciaio inossidabile austeno ferritico. L'obbiettivo è di valutare le differenze in termini di comportamento a fatica d'elementi strutturali saldati più complessi e d'esemplari semplici con riferimento alla letteratura disponibile su provini analoghi in acciaio al carbonio in modo da poter confrontare correttamente il comportamento dei due acciai.

Alcune prove sono state dedicate al controllo della corrosione per verificare cosa accade nel caso di fatica con corrosione sugli elementi saldati duplex.

E' stato svolto un progetto preliminare della disposizione dei macchinari di prova per testare i provini i cui esemplari progettati e descritti nel §1. Nel medesimo capitolo sono riportate le valutazioni dei livelli del carico da adottare durante i test e la disposizione dei provini nell'apparecchiatura di prova per gli esemplari più complessi quindi simulare correttamente lo stato tensionale reale del pezzo in servizio. Per le prove di fatica si fa riferimento principalmente alla bibliografia concernente i corrispondenti dettagli d'acciaio al carbonio testati per le curve riportate in normativa ENV 1993-2. La curva $\Delta\sigma$ -N di Wöhler per ogni categoria di particolare è determinata da quindici prove con carico costante d'ampiezza ΔP mirato a eseguire le prove a tre livelli di tensione, con cinque prove per ciascuno di essi. Ciò è stato deciso riguardo alla valutazione statistica della prova da effettuare. Per la prova A1, A2, A3, A5, A6, B1 e B2 il rapporto di tensione è specificato a $R=0.1$ e mantenuto costante per ogni livello di tensione. Per A4 il rapporto di tensione $R=\sigma_{\min}/\sigma_{\max}$ è vicino a $R=-1$. Per tutte le prove l'ampiezza massima di tensione è stata limitata a $\Delta\sigma_{\max}=R_{0,2}/1.7$ infatti la tensione massima non dovrebbe eccedere 70% della resistenza a snervamento $R_{0,2}$. Il $\Delta\sigma$ della gamma di sollecitazioni è specificato per corrispondere a circa

10^5 , a $5 \cdot 10^5$ e a 10^6 cicli del carico di resistenza perché la diffusione dei risultati della prova è minore per più alti $\Delta\sigma$ che per i più bassi. I dati sperimentali di letteratura sono stati rivisti statisticamente e analizzati.

5.2.ABSTRACT

The bridges are structures principally subjected to cyclical loads (as for actions of roadway as railway bridges), consequently the fatigue design is basic. The slab of the bridge can be to mixed system steel with concrete but the orthotropic deck bridge is more meaningful in terms of fatigue problems. This last one introduces many welded details that can be considered as heads of beginning of the breach for fatigue and some of them can be of every general interest for other types of structures. Synthetically, the type of construction to orthotropic deck consists in modules prefabricated in workshop and joined in yard also for means of the welding. In yard the joints of the deck are always welded, while the joints of the elements of the transversal beams can be locked or welded. The crosspieces (section to shape of T) are locked, the diaphragms and the supports are made with profiles to T or locked L. The static scheme of the transversal beams is of continuous beam on more supports. The experimental tests on fatigue has the scope to verify the possibility of a modernization of the Eurocode 3 to the aim to be able to apply it to the planning to fatigue of welded bridges (ENV 1993-2) for the connection of parts in austeno ferritic stainless steel. The object is that to estimate the differences in terms of behavior to fatigue of welded structural elements more complex and simple with reference to the literature available on analogous specimens in carbon steel so as to be able to correctly confront the behavior of two steels.

Some tests have been dedicated to the control of the corrosion in order to verify what happen in the event of fatigue with corrosion on the duplex welded.

It has carried out a preliminary plan of the disposition of the test machineries in order to test the specimens whose exemplary are planned and described in §1. In the same chapter are reported the appraisals of the load levels to adopt during the tests and the disposition of the specimens in the test equipment for the more complex exemplary therefore to correctly simulate the real stress state of the piece during the service life. For the fatigue tests it mainly makes reference to the relative bibliography to the correspondents in carbon steel details for the curves currently reported in the ENV 1993-2. The Wöhler curve $\Delta\sigma - N$ for each category of particular is determined from fifth teen tests with constant load of amplitude ΔP aimed to carry out the tests to three levels of tension, with fifth tests for everyone of it. That has been decided with regard to the statistics appraisal of the test to carry out. For the A1 test, A2, A3, A5, A6, B1 and B2 the tension relationship is specified to $R=0.1$ and maintained constant for each stress level. For A4 the stress ratio $R=\sigma_{\min}/\sigma_{\max}$ is close to $R=-1$. For all the tests the maximum amplitude of stress has been limited to $\Delta\sigma_{\max}=R_{0.2}/1.7$ in fact the maximum stress would not have to exceed 70% of the yielding resistance $R_{0.2}$. The $\Delta\sigma$ of the range of solicitations is specified in order to correspond to approximately 10^5 , to $5 \cdot 10^5$ and to 10^6 cycles of the resistance load because the spread of

the test it is smaller in order higher $\Delta\sigma$ that for lowest. The data experience them of literature have been reviews statistically and analyzed.

5.3.INDAGINI PRELIMINARI

E' da premettere che le ricerche in merito alla progettazione a fatica sono ben lungi dall'essere terminate e tanto meno consentono di poter presentare un assetto di risultati analogo a quello disponibile per gli acciai al carbonio; vengono tuttavia qui indicati alcuni risultati già noti riguardanti la rottura per fatica.

Da alcune prove a fatica su dettagli saldati in acciaio inossidabile duplex si sono ricavati i dati da inserire nel piano cartesiano con le coordinate relative ai $\Delta\sigma$ (delta di tensione) e al numero dei cicli (N) corrispondenti, per un confronto, con le tipiche curve $\Delta\sigma$ -N (di Wöhler) già codificate per gli acciai al carbonio. Si evidenziano delle caratteristiche specifiche dell'acciaio austeno ferritico ossia ad esempio si ha che per bassi livelli di tensione (alto numero di cicli), la rottura inizia dai difetti (inclusioni non metalliche, difetti geometrici...) sulla superficie o al di sotto della superficie, preferibilmente nelle fibre di fase ferritica, mentre per alti livelli di tensione (basso numero di cicli), l'inizio della rottura dipende dalla localizzazione della deformazione plastica, in prevalenza nelle fibre di fase austenitica. Il contenuto di azoto nella composizione del duplex influenza la localizzazione dell'inizio della cricca.

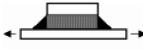
In genere l'inizio della rottura è più consistente quando la deformazione plastica è localizzata nella fase ferritica piuttosto che in quella austenitica comunque la resistenza a fatica degli acciai inossidabili duplex è maggiore di quella degli acciai inossidabili austenitici; specificatamente, in ambiente aggressivo per la presenza di cloruri, dove la propagazione della rottura per fatica è accelerata di un fattore tre, la riduzione della resistenza a fatica per gli austeno ferritici è minore di quella ottenuta per gli altri acciai inossidabili e inoltre l'impiego delle leggi di propagazione usate per l'acciaio al carbonio sono conservative per il duplex. Di conseguenza l'aumento della resistenza alla corrosione fa sì che questo acciaio sia molto interessante quando si hanno problemi per fatica di origine corrosiva.

Al fine di non avere un degrado nell'area saldata, escludendo fattori metallurgici o effetti geometrici, per avere un beneficio dato dall'incremento delle proprietà meccaniche dell'acciaio inossidabile duplex, i giunti vanno progettati accuratamente.

Di seguito si riportano le conclusioni desunte da uno studio condotto su provini saldati di spessore 20 mm (Tabella 59, Figura 69 e Figura 70):

- in ambiente non aggressivo (aria), i risultati della resistenza a fatica mostrano una correlazione marcata con la resistenza a trazione (fattore 2/3);
- le saldature trasversali hanno un modesto effetto sulla resistenza a fatica;
- in ambiente marino (3% NaCl), la resistenza a fatica decresce del 10%;
- l'acciaio inossidabile ha una vita a fatica superiore in confronto alla classificazione a fatica per gli acciai al carbonio.

Tabella 58. Provini saldati per le prove a fatica

Saldatura testata	provino	Eurocodice 3-1.1
saldatura di testa		prospetto 9.8.2 – Tabella 1 di 2 $\Delta\sigma_A = 125 \text{ N/mm}^2$
saldatura in croce a cordoni d'angolo		prospetto 9.8.5 – Tabella 1 di 3 $\Delta\sigma_A = 63 \text{ N/mm}^2$
estremità d'irrigiditori longitudinali (a cordoni d'angolo)	 	prospetto 9.8.4 – Tabella 1 di 2 $\Delta\sigma_A = 80 - 71 - 50 \text{ N/mm}^2$
irrigiditori trasversali (a cordoni d'angolo)		prospetto 9.8.4 – Tabella 2 di 2 $\Delta\sigma_A = 80 - 71 \text{ N/mm}^2$

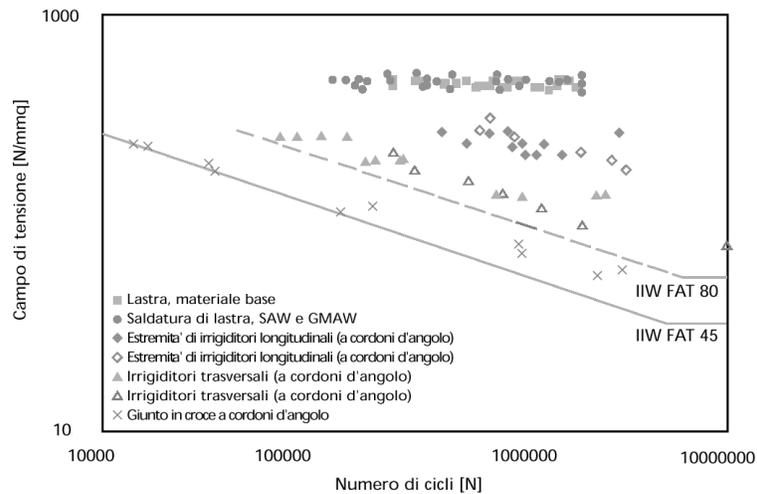


Figura 69. Risultati dei test a fatica di provini in duplex, spessori 10-20 mm

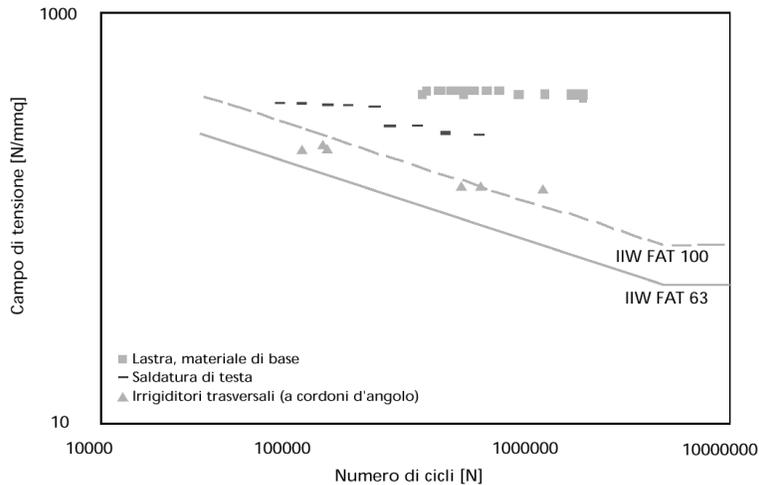


Figura 70. Risultati dei test a fatica di provini in duplex, spessori 10-20 mm

5.4. ESTREMITÀ D'IRRIDITORI LONGITUDINALI

Il particolare A1 è il particolare saldato relativo all'estremità d'irrigiditori longitudinali, dettaglio 1 secondo EC3-1-9, Tabella 8.4. La categoria del particolare varia secondo la lunghezza del collegamento L:

$\Delta\sigma_A=80 \text{ N/mm}^2$	$L \leq 50 \text{ mm}$
$\Delta\sigma_A=71 \text{ N/mm}^2$	$50 < L \leq 100 \text{ mm}$
$\Delta\sigma_A=56 \text{ N/mm}^2$	$100 < L$

Si ENde qui come riferimento la terza categoria del dettaglio, $\Delta\sigma_A=56 \text{ N/mm}^2$. Il particolare è indicato in Figura 71.

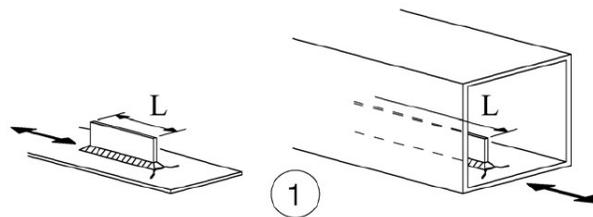


Figura 71. Giunzione dell'irrigidimento longitudinale all'anima

E' stato effettuato un esame della letteratura disponibile sul comportamento di fatica degli acciai inossidabili e duplex, i cui risultati sono indicati in Figura 72.

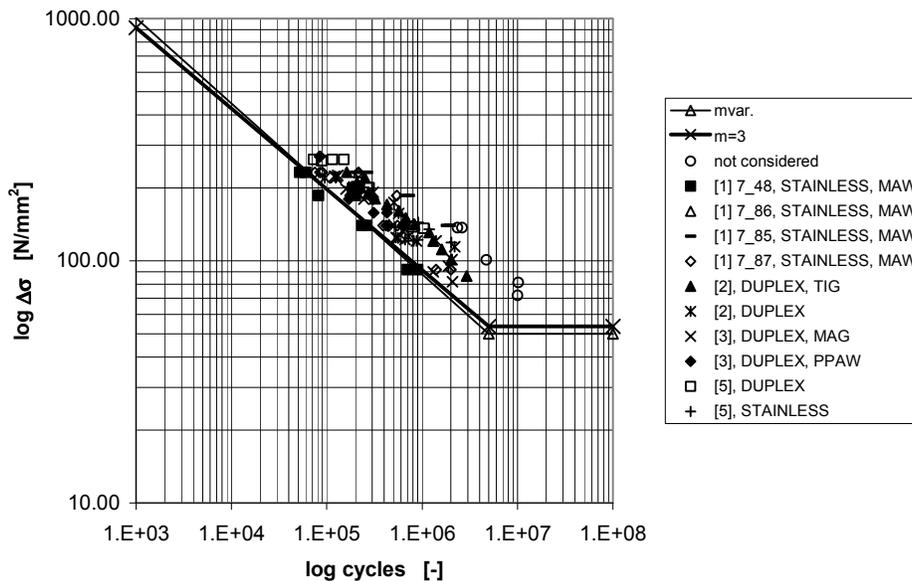
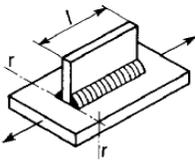
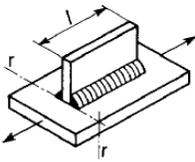


Figura 72. Attacchi longitudinali a entrambi i lati

Data la dispersione dei risultati della prova è stato deciso di analizzare statisticamente i risultati di letteratura. I risultati dell'analisi statistica sono presentati in Tabella 60.

Tabella 60. Estremità d'irrigiditori longitudinali ad entrambi i lati. Valutazione statistica

		Analisi a fatica	
R		EN 1993-1-9	
		50%	95%
		$n = 10^3$	
		$m = \text{variabile}$	2.84
0		$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	91.65
		$m = 3$	
		$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	94.59
		$m = 5$	
		$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	117.90
			90.31

Tutte le parti degli esemplari della prova sono in acciaio inossidabile duplex EN 1.4462. Le dimensioni e la geometria dell'esemplare della prova sono indicate in Figura 73.

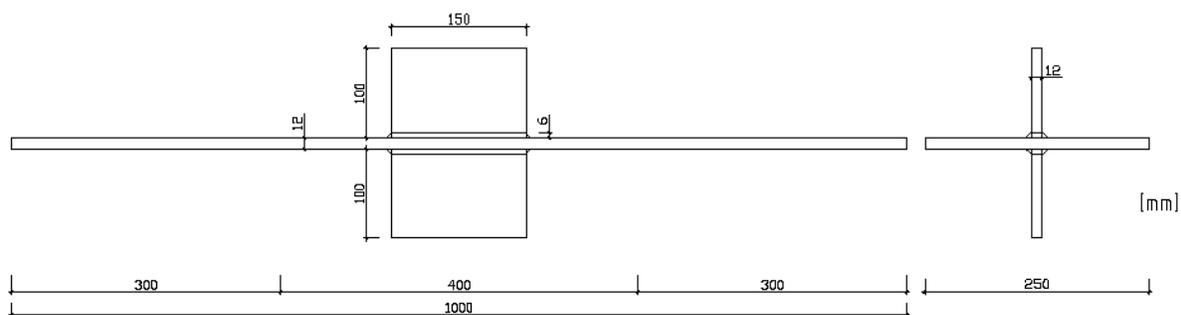


Figura 73. Dettaglio serie A1

La valutazione statistica dei campi di tensione rispetto al numero di cicli è stata eseguita con un rapporto costante di tensione $R=0.1$. I risultati sono indicati in Tabella 61 e Figura 74.

Tabella 61. Programma per le prove a fatica della serie A1: $m=2.84$ e $\Delta\sigma_c=91.65$ N/mm²

Cicli di carico	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]	σ_{sup} [N/mm ²]	σ_{inf} [N/mm ²]	ΔP [kN]	P_o [kN]	P_u [kN]
100 000	260	289	29	780	867	87
500 000	150	167	17	450	500	50
1 000 000	120	133	13	360	400	40

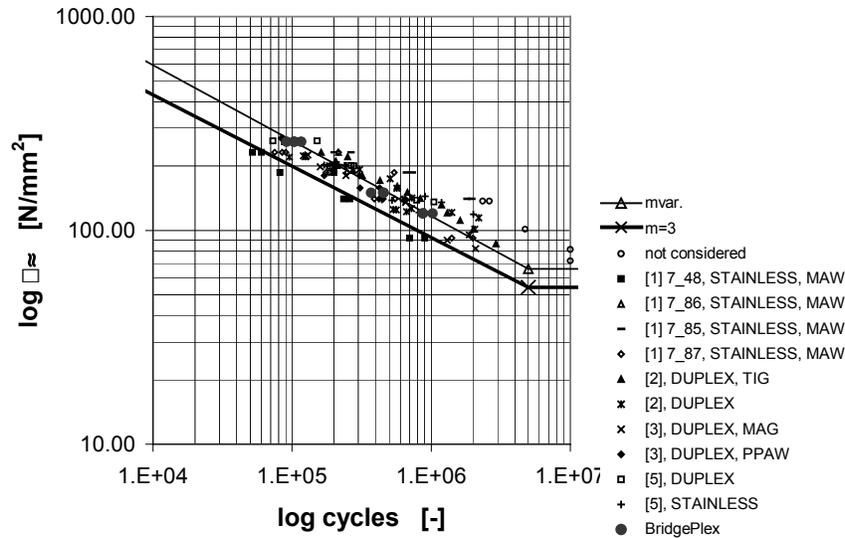


Figura 74. Test di fatica con ampiezza costante sul dettaglio A1: confronto con i dati di letteratura e la classificazione secondo l'Eurocodice

5.5. GIUNTI ASSIALI TRASVERSALI IN PIASTRE O PIATTI

Il particolare A2 è una giunzione trasversale in una lastra, dettaglio 5 della Tabella 8.3, EC3-1-9. L'altezza della convessità della saldatura non dovrebbe essere maggiore del 10% della larghezza di saldatura, con una transizione regolare alla superficie della lastra. I lembi saldati dovrebbero essere lavorati a livello nella direzione della tensione. Il particolare è saldato da entrambi i lati ed è controllato con prova non distruttiva (NDT). Le saldature dovrebbero essere fatte nella posizione piana. Per $t > 25$ mm va utilizzato il coefficiente riduttivo $k_s = (25/t)^{0.2}$. Il particolare è indicato in Figura 75.

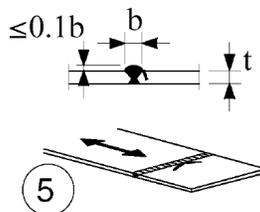


Figura 75. Giunti assiali trasversali in piastre o piatti (Dettaglio 5, Tabella 8.3, EC3-1-9)

La categoria del particolare per questo particolare per l'acciaio al carbonio è 90, considerando l'effetto di formato in considerazione che deve essere ridotto a 96% per gli esemplari esaminati. Un'indagine di letteratura è stata compiuta sul comportamento a fatica di questo particolare per gli acciai inossidabili e per i duplex; i risultati per gli acciai inossidabili differiscono da quelli degli inossidabili duplex i quali

sono significativamente dispersi. Il motivo di tale dispersione potrebbe derivare dal fatto che le tensioni nominali segnalate in letteratura non riflettono le tensioni locali nella regione di saldatura. Sono presupposti per essere significativamente più elevati dovute al cattivo allineamento delle piastre. Più ulteriormente il processo della saldatura non è segnalato esplicitamente nella letteratura e gli spessori della lastra variano. Di conseguenza è stato deciso per valutare i risultati in tre gruppi, uno per gli acciai inossidabili e due per gli acciai duplex. I risultati raccolti sono indicati rispettivamente in Figura 76, Figura 77 e Figura 78.

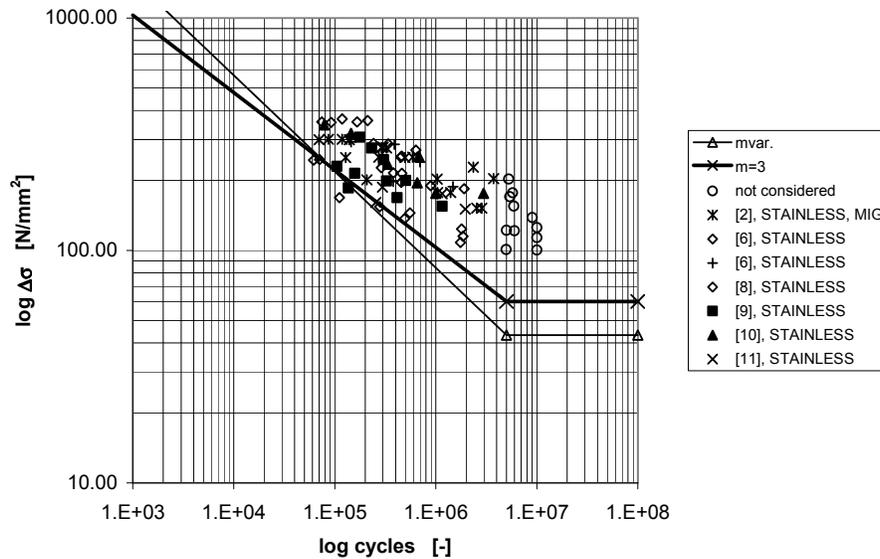


Figura 76. Curve $\Delta\sigma$ - N per i provini in acciaio inossidabile

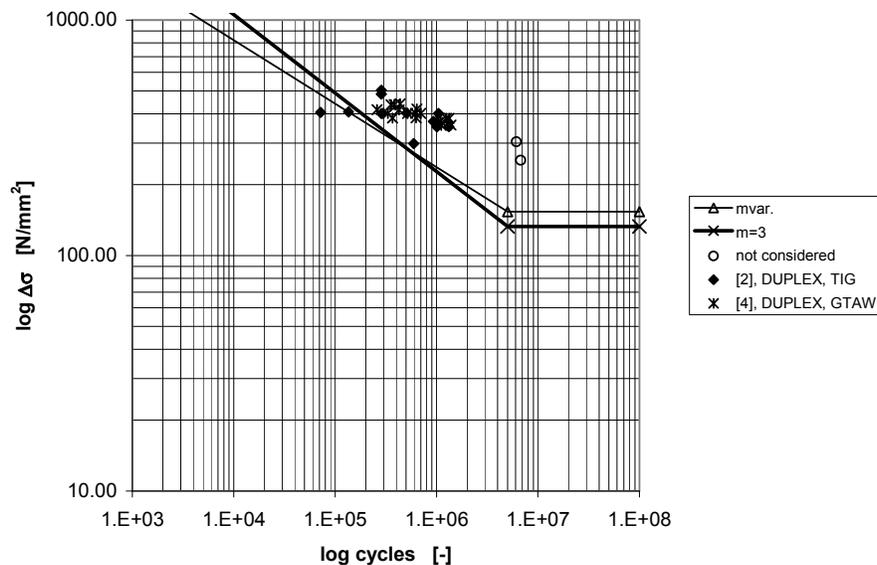


Figura 77. Curve $\Delta\sigma$ - N per i provini d'acciaio inossidabile duplex (1)

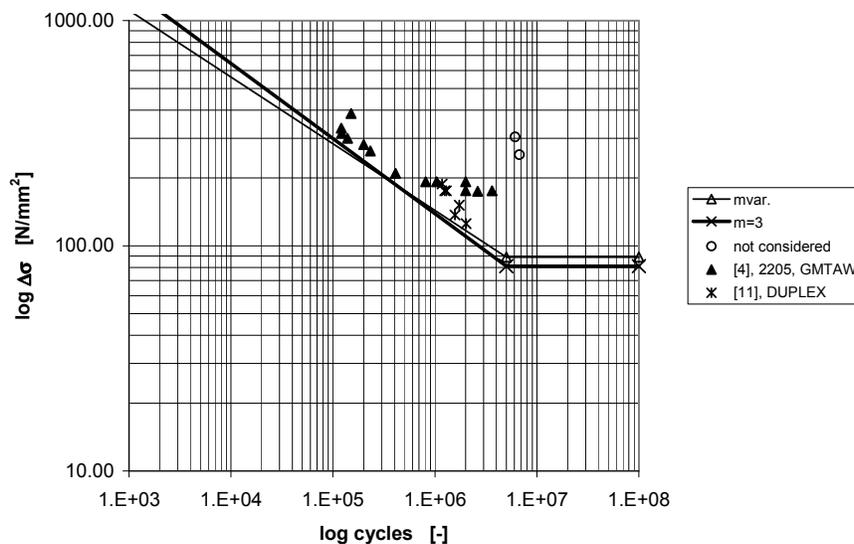


Figura 78. Curve $\Delta\sigma - N$ per i provini d'acciaio inossidabile duplex (2)

I risultati sono stati analizzati statisticamente; quelli del gruppo (2), per gli acciai inossidabili duplex, sono i più ragionevoli e sono presentati in Tabella 62.

Tabella 62. Giunti assiali trasversali in piastre o piatti. Valutazione statistica per il gruppo duplex (2)

Analisi di fatica		
	EN 1993-1-9	
R	50%	95%
	n = 19	
	m = variable	3.38
	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	153.80
	m = 3	148.07
0	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	110.29
	m = 5	169.65
	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	132.53

Tutte le parti degli esemplari della prova saranno in acciaio inossidabile duplex EN 1.4462. Il dettaglio dell'esemplare della prova è indicato in Figura 79.

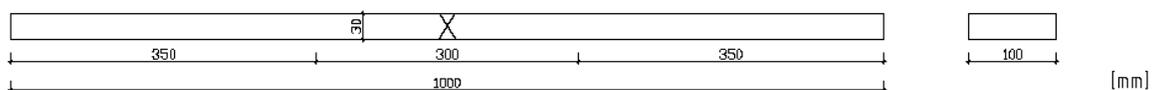


Figura 79. Dettaglio del provino tipo A2

Il progetto è stato effettuato con un rapporto costante delle tensioni $R=0.1$. Per i livelli molto elevati di tensione richiesti a 10^5 cicli, si eccede il 70% della resistenza di snervamento $R_{0.2}$. $\Delta\sigma$ è limitato per corrispondere ad approssimativamente $2 \cdot 10^5$, a 10^6 e a cicli di carico $2 \cdot 10^6$. I risultati sono indicati in Tabella 63.

Tabella 63. Progetto per le serie di test tipo A2: $m = 3.38$ e $\Delta\sigma_c = 153.80 \text{ N/mm}^2$

Cicli	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]	σ_{sup} [N/mm ²]	σ_{inf} [N/mm ²]	ΔP [kN]	P_o [kN]	P_u [kN]
190 000	310	344	34	930	1033	103
500 000	230	256	26	690	767	77
1 000 000	190	211	21	570	633	63

5.6. ATTACCHI TRASVERSALI

Il particolare A3 è un collegamento trasversale saldato alla lastra, dettaglio 6 secondo la Tabella 8.4 dell'EC3-1-9. Le estremità delle saldature devono essere lavorate con attenzione per rimuovere i difetti che possono essere presenti. Questa categoria di particolare varia secondo la larghezza della saldatura L del collegamento. Il particolare è indicato in Figura 80. La categoria del particolare per l'acciaio al carbonio varia con la lunghezza dell'attacco L ed è valido per ogni t :

$$\begin{aligned} \Delta\sigma_A &= 80 \text{ N/mm}^2 & L &\leq 50 \text{ mm} \\ \Delta\sigma_A &= 71 \text{ N/mm}^2 & 50 < L &\leq 80 \text{ mm} \\ \Delta\sigma_A &= 63 \text{ N/mm}^2 & 80 < L &\leq 100 \text{ mm} \end{aligned}$$

Si ENde qui come riferimento la terza categoria di dettaglio, $\Delta\sigma_A = 80 \text{ N/mm}^2$.

Una revisione della letteratura è stata effettuata sul comportamento a fatica degli acciai inossidabili e duplex. I risultati raccolti sono indicati in Figura 81.

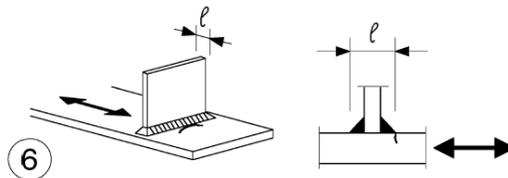


Figura 80. Attacco del traverso saldato al piatto (EC3-1-9 Tabella 8.4, dettaglio 6)

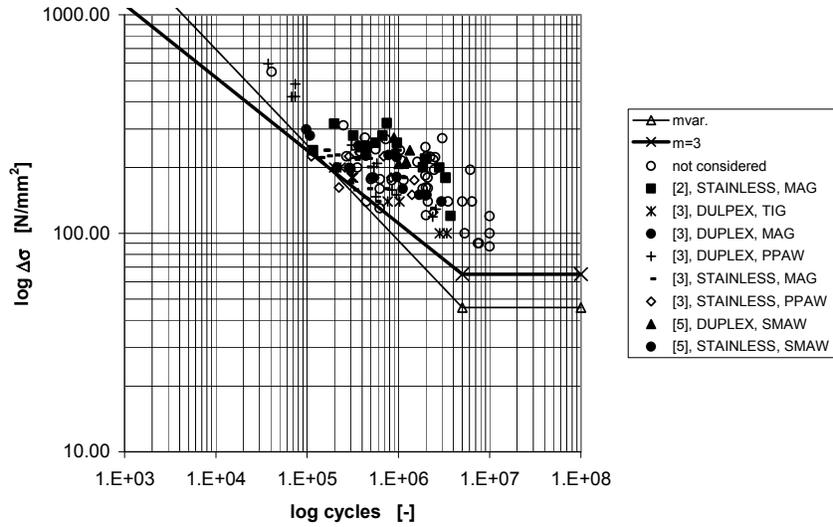


Figura 81. Curve $\Delta\sigma - N$ per i provini in acciaio inossidabile e in duplex

Dato la variabilità dei dati risultanti della prova è stato deciso per analizzare statisticamente i risultati di letteratura come un gruppo (2). I risultati di pre analisi statistica sono presentati in Tabella 64 e in Figura 82 viene presentata l'esatta geometria del provino.

Tabella 64. Saldatura di attacco trasversale alle lamiere – valutazione statistica

Analisi di fatica		
		EN 1993-1-9
R		50% 95%
		n = 95
	m = variable	2.28 2.28
	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	118.23 68.36
0	m = 3	134.72 88.20
	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	
	m = 5	159.17 110.22
	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	

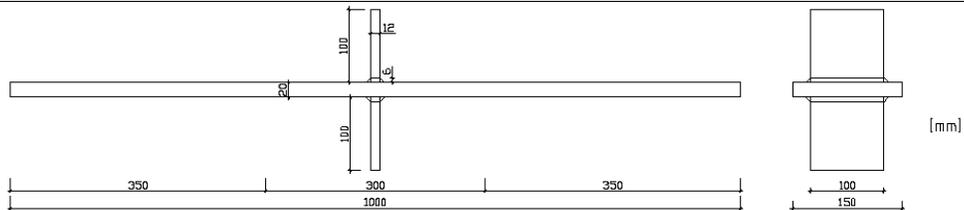


Figura 82. Provino tipo A3

Il progetto è stato effettuato con un rapporto costante delle tensioni $R=0.1$ e dovuto a livelli molto elevati di tensione richiesti a 10^5 cicli, si è andati oltre il 70% della resistenza a snervamento $R_{0.2}$. $\Delta\sigma$ è limitato per corrispondere ad approssimativamente $2 \cdot 10^5$, a 10^6 e $2 \cdot 10^6$. I risultati sono indicati in Tabella 65 e in Figura 83.

Tabella 59. Progetto per la serie di test tipo A3: $m = 2.28$ e $\Delta\sigma_c = 118.23\text{N/mm}^2$

Cicli	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]	σ_{sup} [N/mm ²]	σ_{inf} [N/mm ²]	ΔP [kN]	P_o [kN]	P_u [kN]
220 000	310	344	34	930	1033	103
500 000	215	239	24	645	717	72
1 000 000	135	150	15	405	450	45

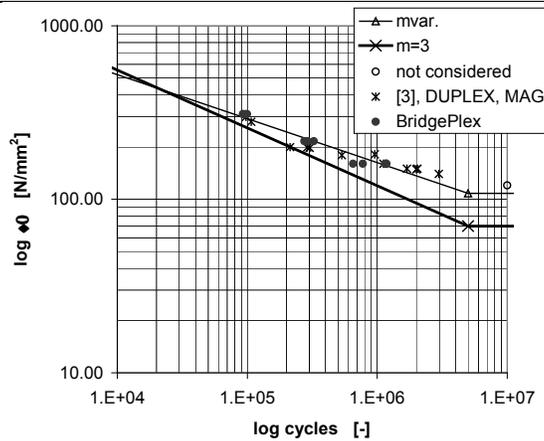


Figura 73. Curve $\Delta\sigma - N$ per i provini in acciaio inossidabile duplex

5.7. COLLEGAMENTO DELLA LASTRA ALL'IRRIDIMENTO TRAPEZIO

Il particolare A4 è la giunzione saldata a parziale penetrazione con $a \geq t$ dell'irrigidimento trapezoidale (o a V) alla lastra, dettaglio 7 della Tabella 8.8 nell'EC3-1-9. La valutazione è basata sul campo di tensioni da flessione nella lastra. In Figura 84 viene presentata l'esatta geometria del provino.

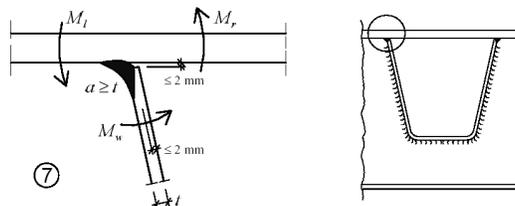


Figura 84. Saldatura di collegamento dell'irrigidimento alla lastra (Tabella 8.8 nell'EC3-1-9)

La categoria del particolare per l'acciaio al carbonio è la 71. La revisione di letteratura ha confermato che il comportamento a fatica di questo particolare non è stato studiato ancora per gli acciai inossidabili inossidabili o duplex. I risultati per gli acciai al carbonio ordinari sono stati raccolti per il confronto e la variabilità dei risultati evidenziata è dovuta a forme differenti di nervature e lacune nei giunti esaminati. I risultati della prova sono divisi e analizzati in due gruppi come appare rispettivamente dalla Figura 85 e dalla Figura 86.

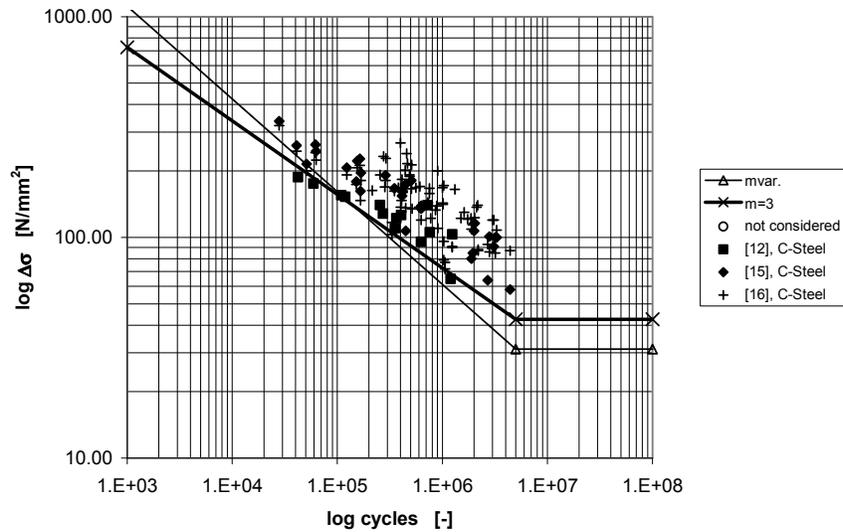


Figura 85. Curve $\Delta\sigma - N$ per i provini in acciaio inossidabile duplex (1)

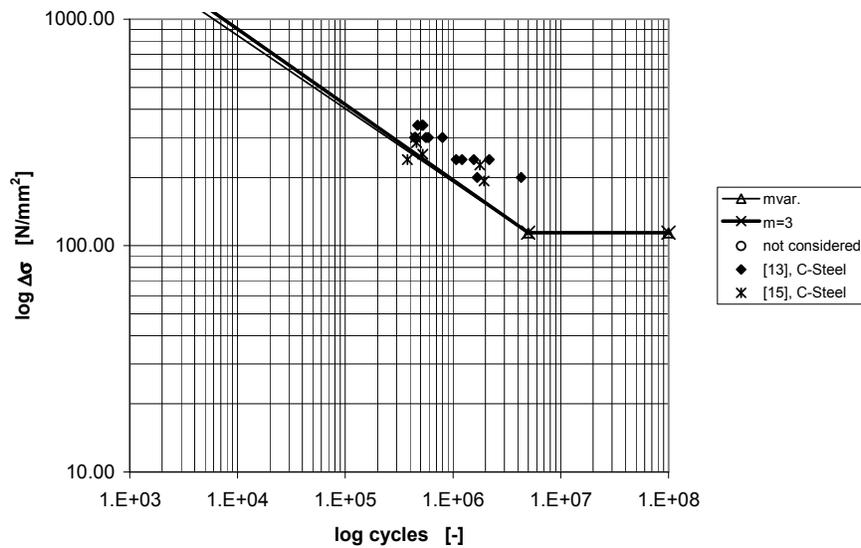


Figura 86. Curve $\Delta\sigma - N$ per i provini in acciaio inossidabile duplex (2)

I risultati del gruppo (1) sono stati scelti per la pre analisi statistica e sono presentati in Tabella 66. La scelta è derivata dalla quantità di dati di prova analizzati per ciascun gruppo.

Tabella 66. Giunzione saldata dell'irrigidimento trapezio alla lastra. Valutazione statistica (1)

Analisi di fatica		
	EN 1993-1-9	
R	50%	95%
	n = 155	
	m = variabile	2.38
	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	85.15
0	m = 3	94.98
	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	57.71
	m = 5	112.41
	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	74.34

Tutte le parti degli esemplari della prova sono acciaio inossidabile duplex EN 1.4462. Le prove sono condotte facendo riferimento ad esemplari simili - comunque non completamente identici - e con condizioni di esecuzione analoghe a quelle usate nella ricerca sullo stesso particolare in acciai al carbonio. I dettagli della geometria e della configurazione di carico durante la prova sono dati in Figura 87.

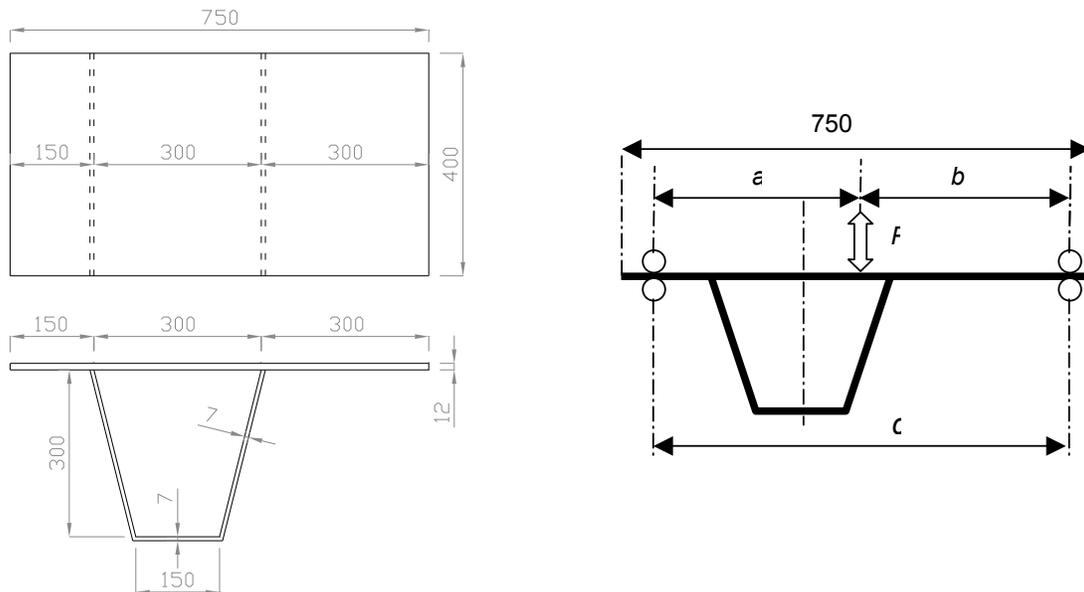


Figura 87. Provino tipo A4. Configurazione di carico

Il progetto è stato effettuato con un rapporto costante di tensione $R=-1.15$, valore già considerato nei test degli esemplari in acciaio al carbonio. La posizione della tensione di riferimento è l'irrigidimento a circa 25 mm dal vertice della saldatura (Figura 88); i risultati sono indicati in Tabella 67.

Tabella 67. Progetto per le serie di test tipo A4: $m = 2.38$ e $\Delta\sigma_c = 85.15 \text{ N/mm}^2$

Cicli	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]	σ_{sup} [N/mm ²]	σ_{inf} [N/mm ²]	ΔP [kN]	P_o [kN]	P_u [kN]
100 000	300	140	-160	30.0	-14.0	16.0
500 000	150	70	-80	15.0	-7.0	8.0
1 000 000	115	55	-62	11.5	-5.5	6.2

(Note : P è positiva quando applicata superiormente e negativa quando inferiormente)

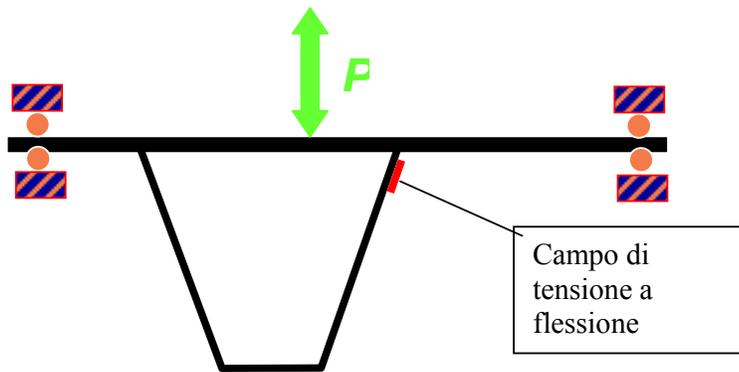


Figura 88. Test a fatica ad ampiezza costante sul dettaglio A4: posizione degli estensimetri

I primi risultati delle prove sul particolare A4 degli esemplari indicano che la vita di fatica sembra superiore di quanto previsto facendo riferimento all'acciaio al carbonio.

5.8.SALDATURA DI TESTA TRASVERSALE CON PIATTINO POSTERIORE

Il particolare A5 è una giunto trasversale con piattino di appoggio, dettaglio 14 della Tabella 8.3 nell'EC3-1-9. Le saldature di raccordo devono essere terminate a 10 mm dai bordi della lastra sollecitata. Per $t > 25 \text{ mm}$ deve essere utilizzato il coefficiente riduttivo $k_s = (25/t)^{0.2}$. Il particolare è indicato in Figura 89.

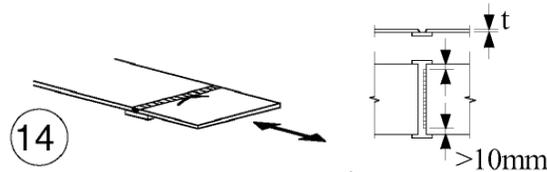


Figura 89. Saldatura di testa trasversale (Tabella 8.3 nell'EC3-1-9)

La categoria del particolare per questo particolare per l'acciaio al carbonio è la 71. Una visione della letteratura ha confermata che la fatica di questo particolare non è stata ancora studiata per gli acciai

inossidabili e duplex. Così i risultati per gli acciai al carbonio ordinari sono stati raccolti per il confronto. I risultati della prova disponibili sono indicati in Figura 90.

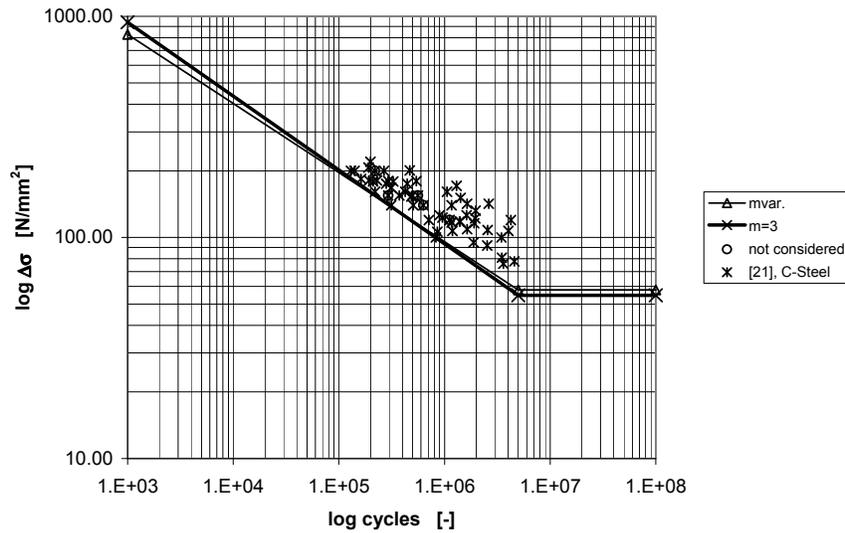


Figura 74. Curve a fatica per irrigidimento trapezico con piattino (dettaglio 14 della Tabella 8.3 nell'EC3-1-9)

I risultati delle pre analisi statistiche sono presentati in Tabella 68.

Tabella 68. Giunzione di testa con piattino. Valutazione statistica

Analisi di fatica		
	EN 1993-1-9	
R	50%	95%
	n = 57	
	m = variabile	3.20
	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	103.14
Var.	m = 3	101.04
	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	74.34
	m = 5	115.12
	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	90.47

Tutte le parti degli esemplari della prova sono in acciaio inossidabile duplex EN 1.4462. La geometria dell'esemplare di prova è indicata in Figura 91.

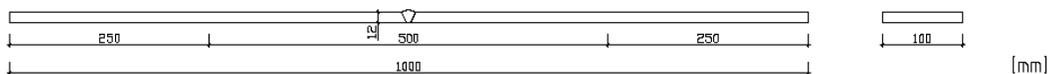


Figura 75. Provino tipo A5

Il progetto è condotto con campo di tensione costante $R=0.1$; i risultati sono riportati in Tabella 69 e in Figura 92.

Tabella 69. Progetto per le serie di test A5: $m = 3.20$ e $\Delta\sigma_c = 103.14 \text{ N/mm}^2$

Cicli	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]	σ_{sup} [N/mm ²]	σ_{inf} [N/mm ²]	ΔP [kN]	P_o [kN]	P_u [kN]
100 000	260	289	29	312	347	35
500 000	160	178	18	192	213	21
1 000 000	130	144	14	156	173	17

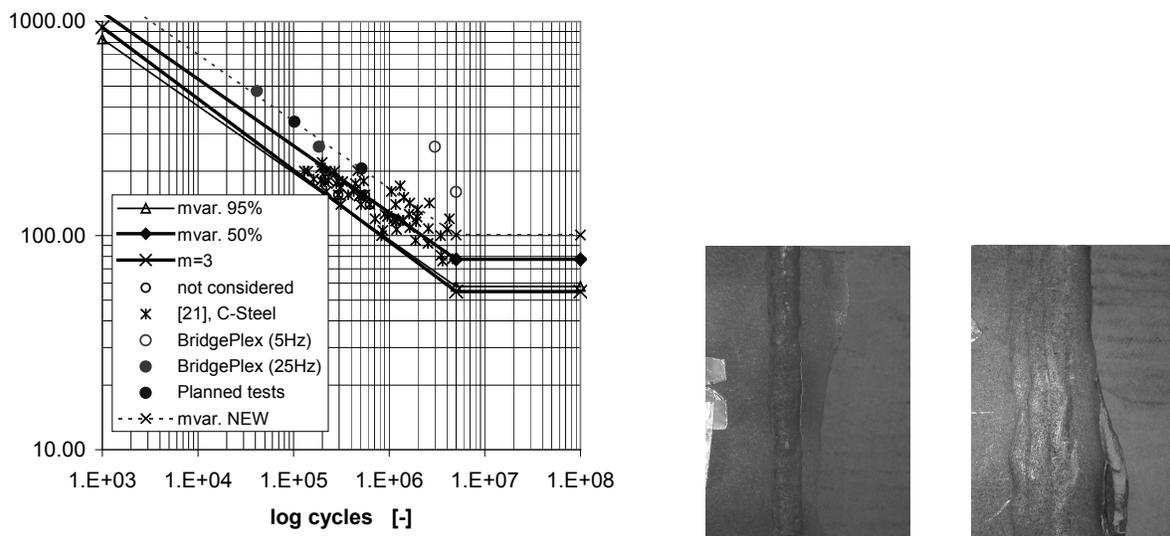


Figura 76. Test di fatica ad ampiezza costante sul dettaglio A5: confronto tra i dati di letteratura e la classificazione dell'Eurocodice 3; immagini della superficie con cricca

5.9. CONNETTORI SALDATI A TAGLIO SUL MATERIALE BASE

Il dettaglio A6 riproduce gli effetti del piolo saldato sul comportamento a fatica del materiale base, dettaglio 9 della Tabella 8.4 nell'EC3-1-9. Il dettaglio è mostrato in Figura 93.

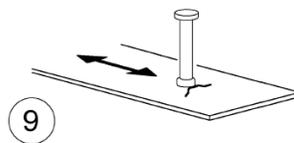


Figura 77. Piolo saldato sul materiale base (dettaglio 9 della Tabella 8.4 nell'EC3-1-9)

La categoria del particolare per gli acciai al carbonio è la 80. La visione della letteratura ha confermato che il comportamento a fatica di questo particolare non è stato ancora studiato per né gli acciai inossidabili inossidabili né duplex. Così i risultati per gli acciai al carbonio ordinari sono stati raccolti per un confronto. I risultati della prova disponibili sono indicati in Figura 94 e i risultati della pre analisi statistica sono presentati in Tabella 70. In Figura 95 sono date le dimensioni geometriche del provino.

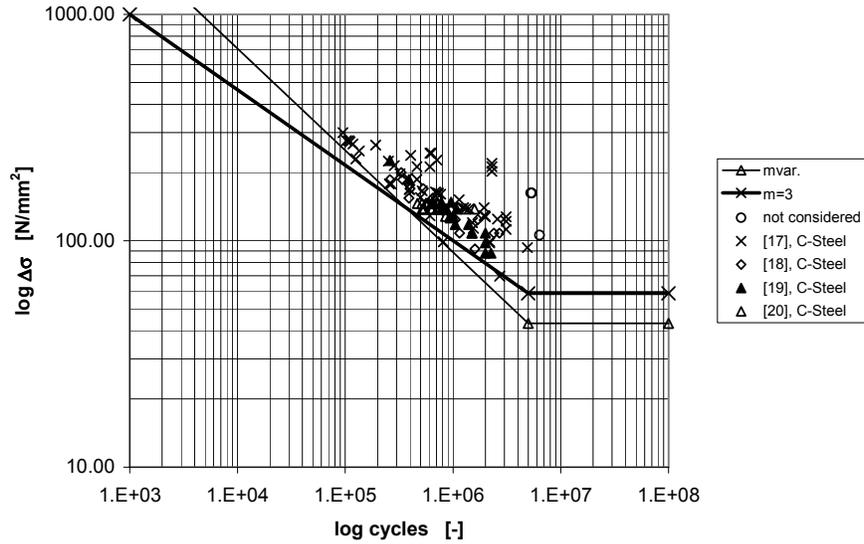


Figura 94. Curve a fatica per il piolo a taglio saldato al materiale base

Tabella 70. Piolo a taglio saldato al materiale base. Valutazione statistica

Analisi di fatica		
	EN 1993-1-9	
R	50%	95%
	n = 7	
	m = variabile	2.22
	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	97.60
0	m = 3	109.24
	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	79.44
	m = 5	124.30
	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	90.44

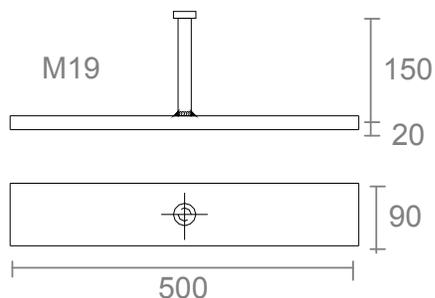


Figura 95. Provino tipo A6

Il progetto è stato effettuato con un rapporto costante di tensione $R=0.1$ secondo le specifiche di prova generali. I risultati indicati in Tabella 71 sono calcolati sulla base della curva caratteristica valutata statisticamente.

Tabella 71. Progetto per le serie di test A6 $m = 2.22$ e $\Delta\sigma_c = 97.60 \text{ N/mm}^2$

Cicli	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]	σ_{sup} [N/mm ²]	σ_{inf} [N/mm ²]	ΔP [kN]	P_o [kN]	P_u [kN]
150 000	310	344	34	558	620	62
500 000	180	200	20	324	360	36
1 000 000	135	150	15	243	270	27

5.10. NERVATURA LONGITUDINALE CONTINUA CON APERTURA ADDIZIONALE

Il particolare B1 rappresenta la giunzione saldata tra il traverso e l'irrigidimento trapezoidale, dettaglio 1 della Tabella 8.8 nell'EC3-1-9. Lo schema statico dell'irrigidimento trapezoidale è di trave su più appoggi rappresentati dalla presenza dei traversi disposti a interasse costante e costituenti la lastra ortotropa. La valutazione è basata sul $\Delta\sigma$ delle sollecitazioni nel traverso all'altezza dell'inizio del ritaglio. La categoria del particolare dipende dallo spessore t del traverso. Il particolare è indicato in Figura 96.

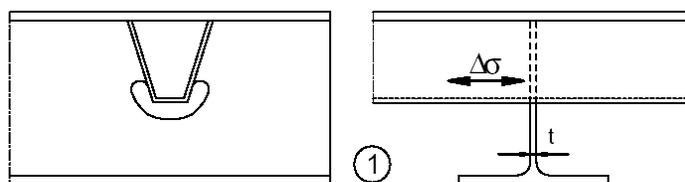


Figura 96. Irrigidimento continuo e passaggio nel traverso con foratura sagomata

Per uno spessore $t \leq 12$ mm il particolare è valutata nella categoria 80, con spessore $t > 12$ mm una categoria 71, di per gli acciai al carbonio. La visione della letteratura ha confermato che il comportamento a fatica di questo particolare ancora non è stato studiato né per gli acciai inossidabili né per duplex. Così i risultati per gli acciai al carbonio sono stati raccolti per il confronto. I risultati raccolti sono variabili per via delle differenti forme degli irrigidimenti longitudinali e dei ritagli nel trasverso; i risultati della prova sono divisi e analizzati in due gruppi come appare rispettivamente in Figura 97 e in Figura 98.

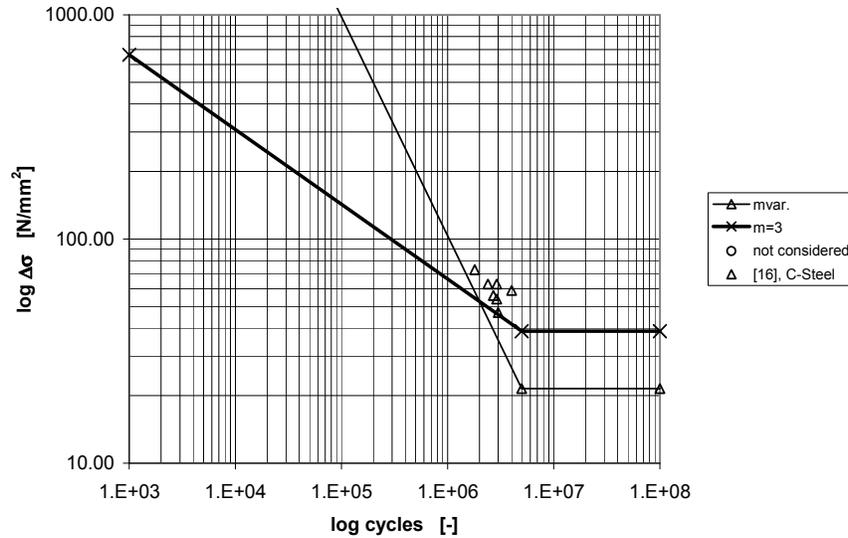


Figura 97. Giunzione di testa degli irrigidimenti trapezi (1)

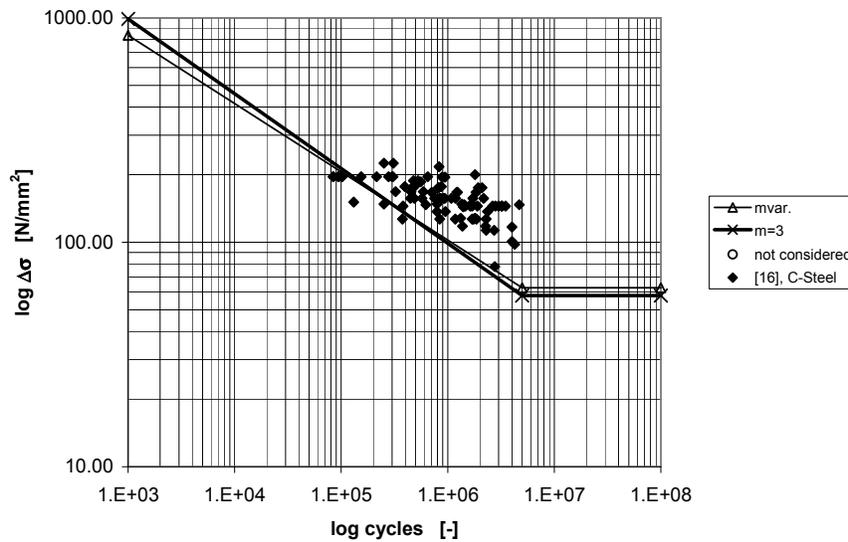


Figura 98. Giunzione di testa degli irrigidimenti trapezi (2)

I risultati statistici di pre analisi (1) sono presentati in Tabella 72; per progetto delle prove sono usati i risultati del gruppo (1).

Tabella 60. Valutazione statistica dell'irrigidimenti trapezi (1)

		Analisi di fatica	
		EN 1993-1-9	
R		50%	95%
		n = 7	
0	m = variabile	1.02	1.02
	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	80.06	44.42
	m = 5	62.65	49.46
	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]		

Tutte le parti del provino sono in acciaio inossidabile duplex EN 1.4462. La geometria e le modalità di prova rispecchiano - comunque non in maniera completamente identica - gli esemplari simili e le condizioni di esecuzione già previste nella ricerca condotta sul particolare in acciaio al carbonio. Sia i dettagli degli stati dell'esemplare che di carico della prova è fornito in Figura 99. Il progetto è stato effettuato con un rapporto costante $R=0.1$ di tensione secondo le specifiche di prova generali. La posizione di riferimento per la misura della tensione è la fibra longitudinale esterna del traverso di rinforzo adiacente all'inizio del taglio. I risultati dell'analisi statistica sono indicati in Tabella 73a, cioè $m=1.02$ e $\Delta\sigma_c=44.42$ N/mm²; la pendenza $m=1.2$ è discutibile a causa numero limitato dei risultati e dal fatto che questi risultati sono riuniti. Di conseguenza i risultati sono stati stabiliti per $\Delta\sigma_c=44.42$ N/mm², ma un pendenza $m=3$ vicino al valore dedotto dall'analisi statistica (2); questi risultati sono indicati in Tabella 73b.

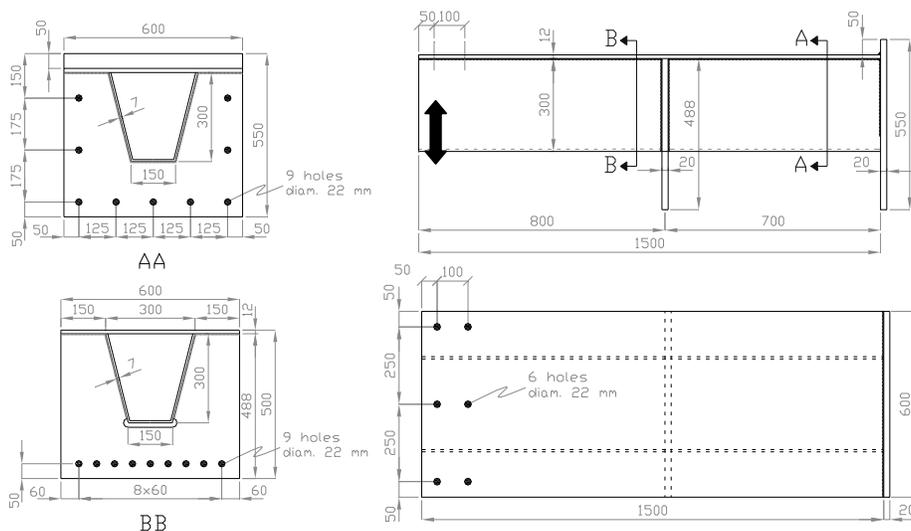


Figura 99. Provino tipo B1. Configurazione di carico

Tabella 61. Progetto per le serie di prove tipo di B1

a. $m=1.2$ e $\Delta\sigma_c=80.6$ N/mm²

Cicli	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]	σ_{sup} [N/mm ²]	σ_{inf} [N/mm ²]	ΔP [kN]	P_o [kN]	P_u [kN]
100 000	1500	1667	167	1800	2000	200
500 000	315	350	35	378	420	42
1 000 000	160	178	18	192	213	21

b. $m=3$ e $\Delta\sigma_c=65.35$ N/mm²

Cicli	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]	σ_{sup} [N/mm ²]	σ_{inf} [N/mm ²]	ΔP [kN]	P_o [kN]	P_u [kN]
100 000	175	194	19	210	233	23
500 000	105	117	12	126	140	14
1 000 000	80	89	9	96	107	11

5.11.SALDATURA DI TESTA A COMPLETA PENETRAZIONE CON PIATTINO

Il particolare B2 è la saldatura di testa a completa penetrazione con piattino d'appoggio posteriore in acciaio, dettaglio 4 della Tabella 8 nell'EC3-1-9. La valutazione è basata sul $\Delta\sigma$ diretto del campo di sollecitazione nel trasverso. Il particolare è indicato in Figura 100.

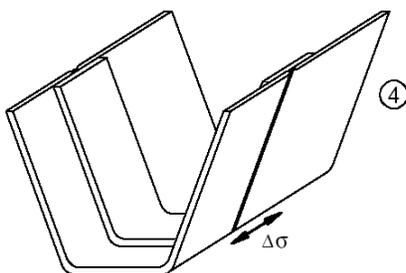


Figura 100. Giunzione nell'irrigidimento con saldatura di testa a piena penetrazione con piattino d'appoggio

La corrispondente categoria degli acciai al carbonio del particolare è la 71. La letteratura ha confermato che il comportamento di fatica di questo particolare non è stato ancora studiato né per gli acciai inossidabili in generale né per duplex. I risultati per gli acciai al carbonio ordinari sono stati raccolti per il confronto, notando una certa diffusione dei dati dovuta ai differenti collegamenti delle nervature. Il gruppo (1) rappresenta direttamente il collegamento del rinforzo longitudinale alle traverse al rinforzo.

Il gruppo (2) mostra i risultati per il collegamento per mezzo delle giunzioni. I risultati della prova sono indicati in Figura 101 e in Figura 102.

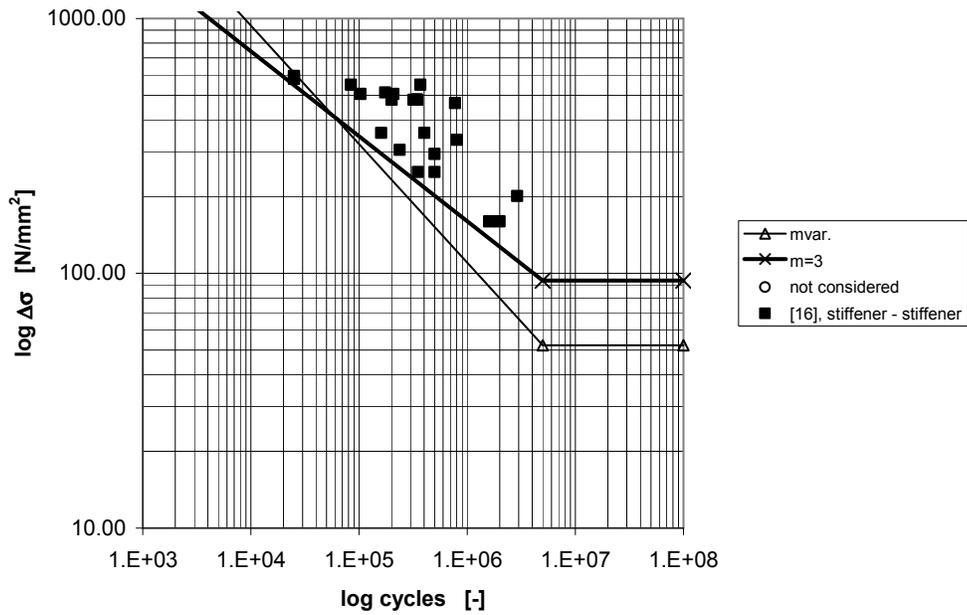


Figura 101. Giunzione testa a testa d'irrigidimenti trapezi (1)

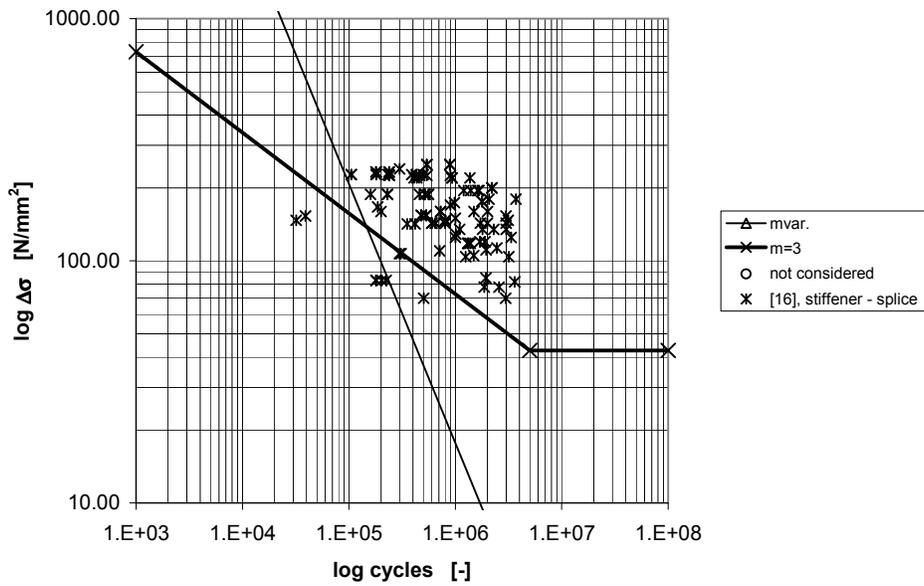


Figura 102. Giunzione testa a testa d'irrigidimenti trapezi (2)

I risultati del gruppo (2) sono diffusi, tuttavia è stato deciso di fare un'analisi di statistica per entrambi i gruppi; per progettare le prove si usano i risultati del gruppo (1), dati in Tabella 74.

Tabella 74. Valutazione statistica della giunzione testa a testa d'irrigidimenti trapezi (1)

		Analisi di fatica	
		EN 1993-1-9	
R		50%	95%
		n = 24	
	m = variabile	2.15	2.15
	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	160.03	79.90
0	m = 3		
	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	204.77	127.07
	m = 5		
	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	262.87	164.28

Tutte le parti degli esemplari della prova sono in EN 1.4462. I dettagli della geometria e della disposizione dei carichi sono indicati in Figura 103.

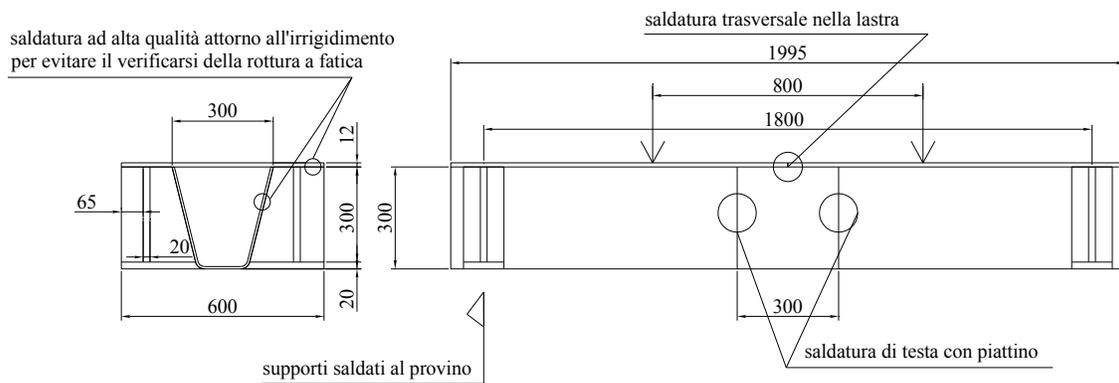


Figura 103. Provino tipo B2 a scala reale

Il progetto è stato effettuato con un rapporto costante $R=0.1$ di tensione secondo le specifiche di prova generali. Per i livelli molto elevati di tensione richiesti a 10^5 cicli, eccedenti il 70% della resistenza a snervamento $R_{0.2}$, il $\Delta\sigma$ è limitato per corrispondere approssimativamente a $5 \cdot 10^5$, a 10^6 e a $2 \cdot 10^6$.

La macchina per la prova di resistenza a fatica ha un livello di carico massimo di 1000 kN; questo parametro è stato considerato anche nel progetto. I risultati sono indicati in Tabella 75. In Figura 104 sono date alcuni dati sperimentali di bibliografia.

Tabella 75. Progetto per le serie di test B2; $m=2.15$ e $\Delta\sigma_c = 160.03 \text{ N/mm}^2$

Cicli	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]	σ_{sup} [N/mm ²]	σ_{inf} [N/mm ²]	ΔP [kN]	P_o [kN]	P_u [kN]
500 000	310	345	35	790	880	90
1 000 000	220	245	25	565	630	65
2 000 000	160	180	20	410	455	45

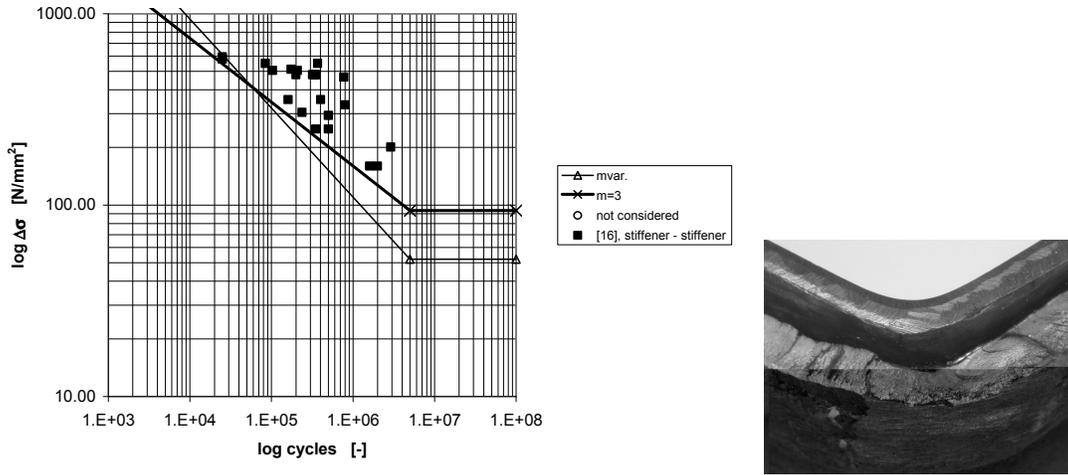


Figura 104. Test di fatica ad ampiezza costante; superficie con cricca

Le prove effettuate sugli esemplari del particolare B2 hanno mostrato l'inizio della rottura per fatica alla punta di saldatura testa a testa della nervatura (inizia nel metallo saldato), propagatesi lungo la saldatura attraverso la trave e la lastra inferiore (Figura 105). La prova è stata interrotta quando la lunghezza della cricca è stata di lunghezza circa 10 cm ma l'aumento nella deviazione misurata dalla macchina era soltanto di circa 0.1 mm. Le prove sono effettuate misurando la deviazione reale alla parte inferiore della nervatura.



Figura 78. Provino B2 durante i test di fatica ad ampiezza costante

Per controllare la distribuzione di tensione (in progetto è stata adottata l'ipotesi di trave semplicemente appoggiata) è stata effettuata una prova statica di carico con estensimetri longitudinali sarà; in Figura 106 è indicata la posizione dell'estensimetro.

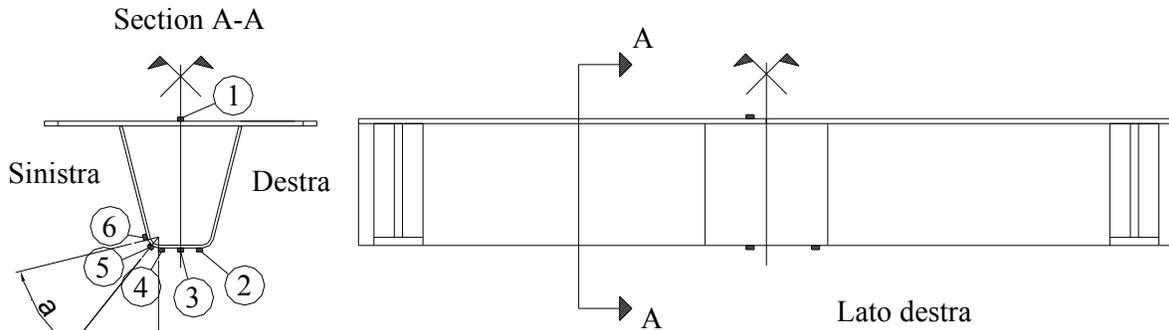


Figura 79. Dettaglio B2: posizionamento degli strain gauges per i test statici

5.12. PROVINO TIPO TP

Dalla ricerca bibliografica sono stati raccolti i dati sperimentali dei test condotti all'Università di Pisa riguardo le prove di fatica ad ampiezza costante su grandi esemplari bidimensionali di una lastra ortotropa, contenenti parecchi collegamenti saldati degli irrigidimenti trapezi ai traversi e alla lastra; l'attività sperimentale è stata effettuata con il contributo parziale di un fondo della CECA (contratto n. 7210-SA415 - F6.7/90).

Con l'obiettivo di confrontare il comportamento a fatica di differenti gradi di acciaio e/o delle giunzioni saldate ottenute dalle diverse tecniche di saldatura, è stata adottata per le prove la medesima configurazione di carico presente nell'apparecchiatura di prova usata a Pisa (Figura 107).

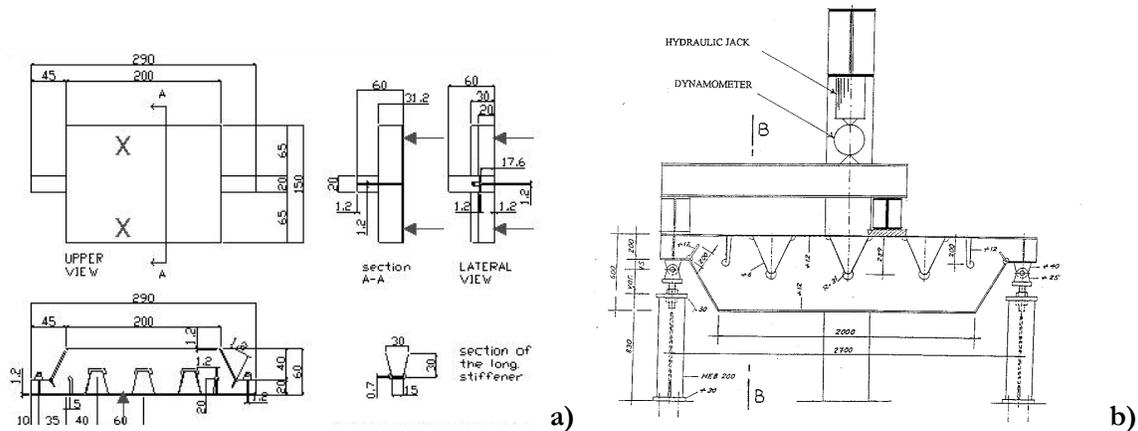


Figura 107. Provini a scala reale, modalità di prova a) adottata nel progetto b) adottata a Pisa

Sono state introdotte alcune modifiche per considerare la disponibilità di spessore delle lamiere assegnate al progetto e la forma attualmente più comunemente adottata per i rinforzi.

Ognuno dei tre esemplari riproducenti una porzione di impalcato a lastra ortotropa ha dimensioni 2000 mm x 1500 mm, con uno spessore della lastra di 12 mm e senza n.3 rinforzi trapezoidali di spessore 7 mm che passano attraverso un traverso di spessore 12 mm (Figura 108).

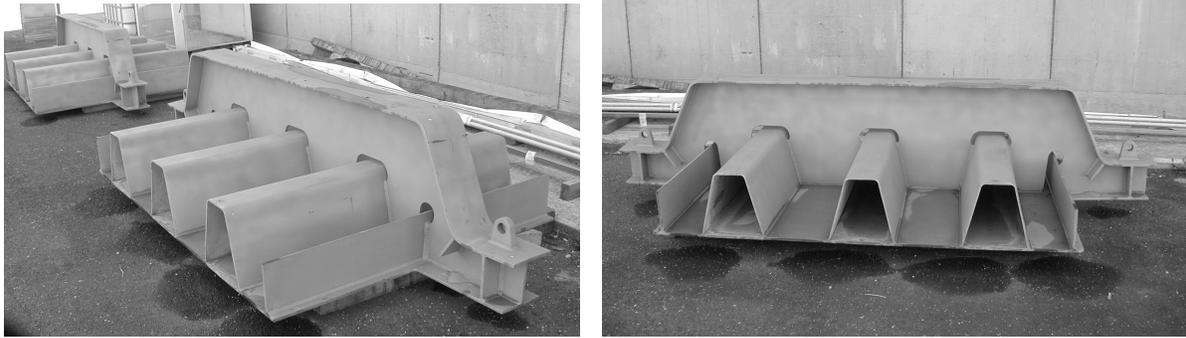


Figura 108. Campioni a scala reale

Altre differenze tra le prove attuali e quelle di letteratura sono relative ovviamente al materiale utilizzato. L'esemplare di letteratura è realizzato in acciaio al carbonio S355, anziché in acciaio duplex. Inoltre, la sezione delle nervature (nervature trapezoidali di spessore 7 mm anziché le nervature triangolari di spessore 6 mm) e lo spessore della trave trasversale (12 mm anziché 10 mm) sono diversi. Infine le tecniche di saldatura applicate nel montaggio dell'esemplare sono naturalmente specifiche per l'acciaio inossidabile duplex a seguito di prove dedicate nella saldatura. I carichi per la prova a fatica con ampiezza costante sono applicati sulla lastra superiore, su due superfici di contatto di 300 x 300 mm, situati simmetricamente a 600 mm dal traverso. I carichi di fatica sono concentrati fra le nervature centrali e laterali, nella posizione che l'analisi statica ha indicato come il punto più severo riguardo i modelli di tensione intorno agli "slot".

Come durante le prove a fatica condotte a Pisa, le tensioni locali sono controllate per mezzo di un estensimetro. In Tabella 76 sono segnalati i dati sperimentali con le tensioni riferite al bordo libero dello "slot".

Tabella 76. Dati sperimentali di letteratura (EUR 17988)

ID	σ_{\min} [N/mm ²]	σ_{\max} [N/mm ²]	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]	P_{\min} [kN]	P_{\max} [kN]	ΔP [kN]	Cicli
1	15	265	250	14	244	230	500 000
2	15	265	250	14	244	230	350 000
3	15	175	160	14	162	148	2 000 000
4	15	175	160	14	162	148	1 600 000

I punti critici per l'inizio della rottura per fatica sono i medesimi del provino tipo B1, ossia la saldatura del traverso agli irrigidimenti longitudinali mentre le tensioni indotte differiscono da quelli del particolare B1 perché agiscono entrambe nel piano del traverso, piano nel quale si trovano i vincoli.

5.13.FATICA CON CORROSIONE

Per quanto riguarda la fatica con corrosione, sono stati esaminati alcuni campioni saldati a scala ridotta della tipologia B2 (Figura 109) esposti in tre differenti ambienti, come descritto in §2.6.

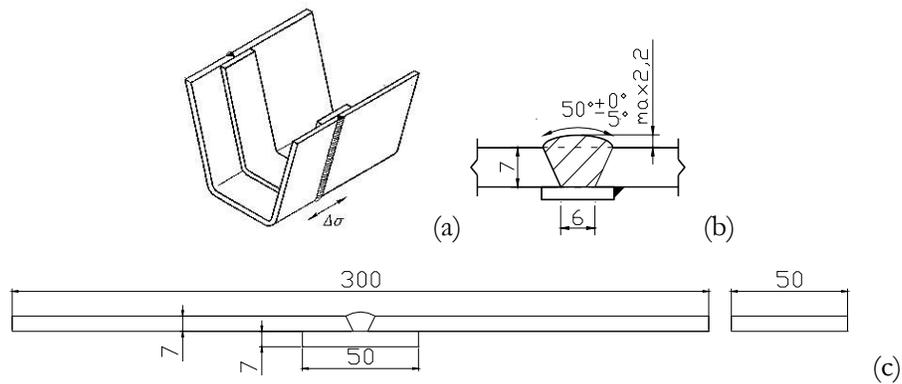


Figura 109. Provino tipo B2 da testare sotto carico a fatica con ampiezza costante. Giunzione saldata di testa degli irrigidimenti trasversali SMAW con piattino di appoggio

Dato che i campioni hanno un piattino di appoggio non esposto alle circostanze in servizio, il primo obiettivo è stato di determinarne l'influenza relativa sui risultati delle prove di fatica con corrosione; è previsto la corrosione con un inizio di cricca s'ineschi nella fessura fra il piattino di appoggio e il metallo non saldato in ambiente marino (Figura 110). Questo meccanismo in realtà non accade nelle circostanze in servizio, perché la fessura si trova nella faccia situata all'interno della struttura e in tal modo essa è protetta dall'azione dell'acqua di mare. È stato deciso quindi di effettuare due prove preliminari per verificare se sia il caso di rimuovere il piattino di appoggio.

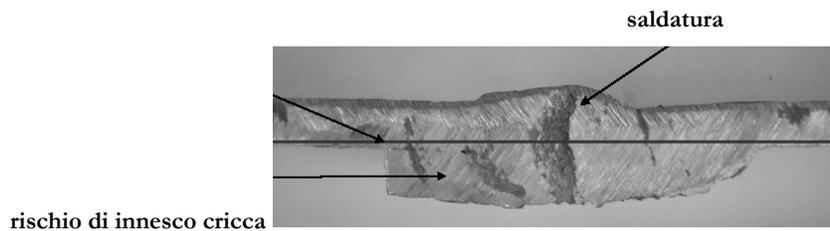


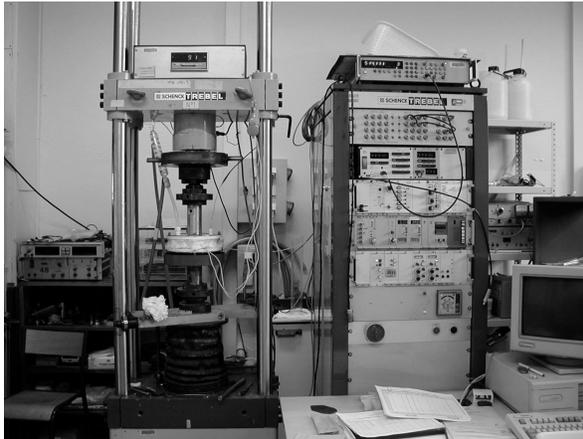
Figura 110. Esempio di provino B2 per la prova a fatica con corrosione

Le due prove preliminari hanno mostrato che la cricca inizia nel lato superiore della saldatura (lato opposto alla faccia con la saldatura al piattino di appoggio); è stato quindi deciso di mantenere il piattino per le prove successive.

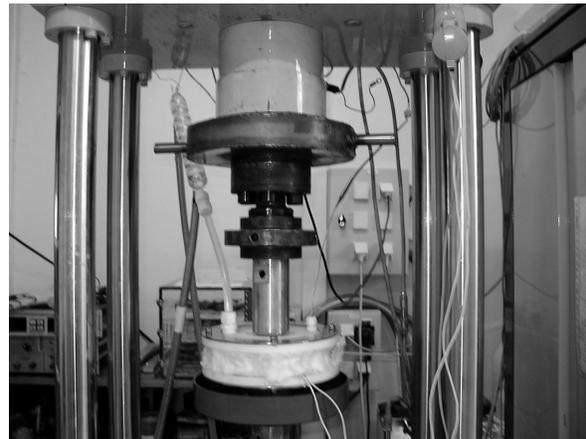
Le curve di fatica con corrosione (tipo le curve di Wöhler) sono state tracciate con i risultati ottenuti in tre differenti situazioni:

- esemplari saldati di riferimento esposti all'aria;
- esemplari saldati immersi acqua di mare artificiale;
- esemplari saldati esposti a spruzzi marini e a periodi asciutti.

Per ogni esemplare è stata determinata la resistenza a fatica a cicli $2 \cdot 10^6$. Per ricavare i dati sono state condotte 3 prove a 5 livelli differenti di carico di progetto. Per la prova del provino esposto all'aria la frequenza è di 10 Hz mentre per i provini in acqua di mare artificiale o esposti agli spruzzi marini le prove sono condotte a frequenza inferiore (1 Hz) per tenere conto del valore reale sui ponti. Per la prova con gli esemplari saldati immersi in acqua di mare artificiale, avviene una ricircolazione continua del mezzo nella cella. Per la prova in atmosfera marina, sono alternati i periodi bagnati con gli spruzzi salini ai periodi asciutti. Tutte le prove sono state effettuate alla temperatura ambiente (Figura 11).



(a) vista generale



(b) cella di prova

Figura 11. Attrezzatura di laboratorio per il test di fatica con corrosione

Gli esemplari sono stati osservati su una sezione trasversale per mezzo di un microscopio ottico. Le osservazioni ottiche delle cricche e dei danni da corrosione consentono di determinare il tipo di comportamento a fatica in dipendenza dall'ambiente corrosivo:

1. fatica per corrosione nella quale il metallo è attivo; molte cricche possono iniziare dai punti di corrosione e la vita di fatica è molto ridotta. Non è possibile determinare un limite di fatica,
2. fatica per corrosione in stato passivo. Non ci sono punti e appena alcune cricche; questo tipo è difficile da distinguersi rispetto la fatica convenzionale. Generalmente per tale genere di comportamento può essere determinato un limite di fatica al di sotto del limite di fatica in aria,
3. fatica per corrosione sotto passività instabile. Il metallo è normalmente passivo nell'ambiente considerato ma per una localizzazione di deformazione plastica il metallo potrebbe diventare localmente attivo; l'inizio delle cricche dipende da una concorrenza fra depassivazione e meccanismi di ripassivazione,

-
4. fatica per corrosione sotto passività disturbata. È il caso di una superposizione di fatica per corrosione e di altre forme di corrosione localizzata: puntinatura, fessurazione, tenso corrosione o corrosione intergranulare.

Il grado UR45NMo è dichiarato passivo per l'ambiente studiato così che il meccanismo di fatica per corrosione osservato nelle circostanze esaminate rientra nei tipi 2 o 3; il confronto fra la resistenze a fatica misurata in aria, acqua di mare artificiale e ambiente climatico ha fornito alcuni dati per valutare se e sotto quale circostanza si ha fatica con corrosione sugli esemplari saldati in duplex.

6.ANALISI NUMERICA

6.1.INTRODUZIONE

Le analisi numeriche condotte hanno lo scopo di ottimizzare la geometria dei componenti da esaminare. E' inoltre condotto uno studio parametrico per estendere i risultati sperimentali e per confrontare nel modo più possibile completo il comportamento di un impalcato a lastra ortotropa in acciaio inossidabile austeno ferritico con un analogo impalcato in acciaio al carbonio.

Sono state tenute in considerazione, nella modellazione, i punti di applicazione delle forze in modo da riprodurre fedelmente la disposizione dei provini nell'apparecchiatura di prova in particolare per i componenti tesi e accertare così i campi di tensione e l'andamento delle sollecitazioni in un ciclo di carico.

Parte delle analisi hanno lo scopo di raffinare l'andamento non lineare della tensione rispetto la deformazione al fine di comprendere il meccanismo che si sviluppa durante la prova di stabilità a taglio nelle travi.

Analisi finali hanno riguardato la modellazione dell'impalcato metallico scelto per rappresentare la tipologia e i dettagli presenti in esso al fine del confronto prestazione dell'acciaio al carbonio rispetto l'acciaio inossidabile austeno ferritico.

6.2.ABSTRACT

The numerical analyses have the scope to optimise geometry of the members to examine. Moreover it is lead a parametric study in order to extend the experiences in order to confront in the way more possible suit the behavior of the austeno ferritic stainless steel orthotropic deck with an analogous one in carbon steel.

They have been held in consideration, in the meshing, the points of application of the forces so as to reproduce faithfully the disposition of specimens in the equipment of test in particular for the members under tension therefore to control the fields of tension and the course of the sollicitations in a load cycle. Part of the analyses has the scope to refine to the not linear course of the tension respect the deformation to the aim to comprise the mechanism that is developed during the test of stability to cut in the beams.

Final analyses have regarded the meshing of the chosen metallic deck one in order to represent the present type and details in it to the aim of the comparison performance of the carbon steel respect the austeno ferritic stainless steel.

6.3. MODELLO COSTITUTIVO

Le simulazioni numeriche sono di supporto per mostrare la sensibilità dei parametri del modello isteretico di Ozdemir presentato e discusso in §3.4. Il modello costitutivo simula le circostanze sperimentali, per valutare se ci sono valori fissi dei parametri costitutivi che sono: $E=206000 \text{ N/mm}^2$, $R_{0,2}=600 \text{ N/mm}^2$ e $\alpha=10^{-3}$. La Figura 112, la Figura 113 e la Figura 114 mostrano vari comportamenti isteretici che sono molto sensibili al parametro n di transizione; l'ottimizzazione fornirà i valori corretti dei parametri, E, f_y, α calcolati manualmente variando il parametro n . In effetti è meglio ENdere valori interi per n , per aumentare la stabilità numerica del modello di Ozdemir.

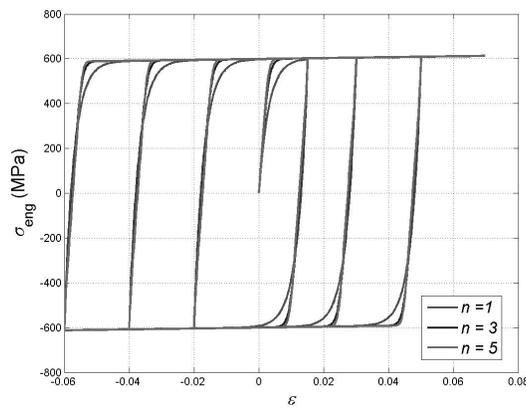


Figura 112. Cicli ad ampiezza crescente, sensibilità alla transizione tramite il parametro n

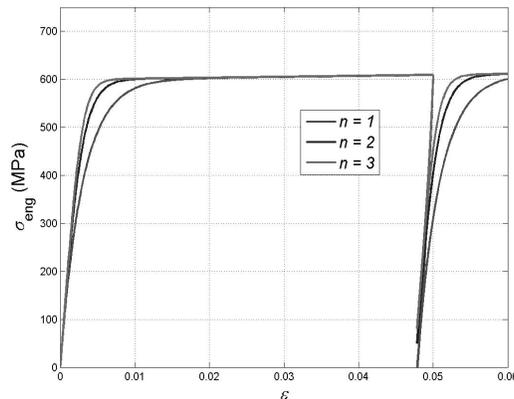


Figura 113. Carico, scarico, ricarico, sensibilità alla transizione tramite il parametro n

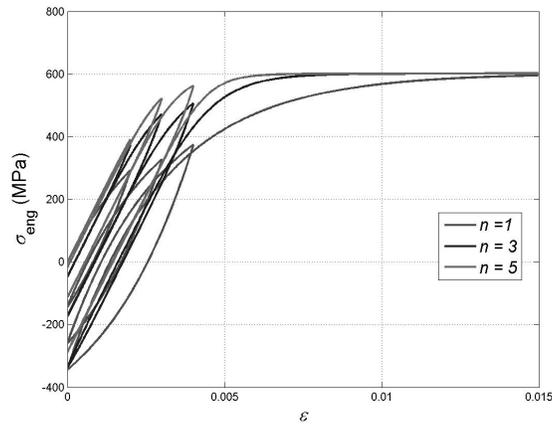


Figura 114. Carico e scarico attorno all'origine, sensibilità alla transizione tramite il parametro n

Per l'ottimizzazione dei parametri è stato creato un apposito programma, con le seguenti possibilità:

- 1) selezione dei parametri da ottimizzare;
- 2) caricamento dei dati sperimentali;
- 3) percentuale dei punti sperimentali da utilizzare;
- 4) scelta dei parametri da visualizzare;
- 5) selezione della funzione di errore;
- 6) avvio del programma;
- 7) sviluppo della funzione di errore;
- 8) visualizzazione dei dati sperimentali caricati;
- 9) visualizzazione dello sviluppo di parametri;
- 10) uscita numerica (parametri di modello, energia isteretica).

In Figura 115 è riportato un esempio del funzionamento del programma d'ottimizzazione

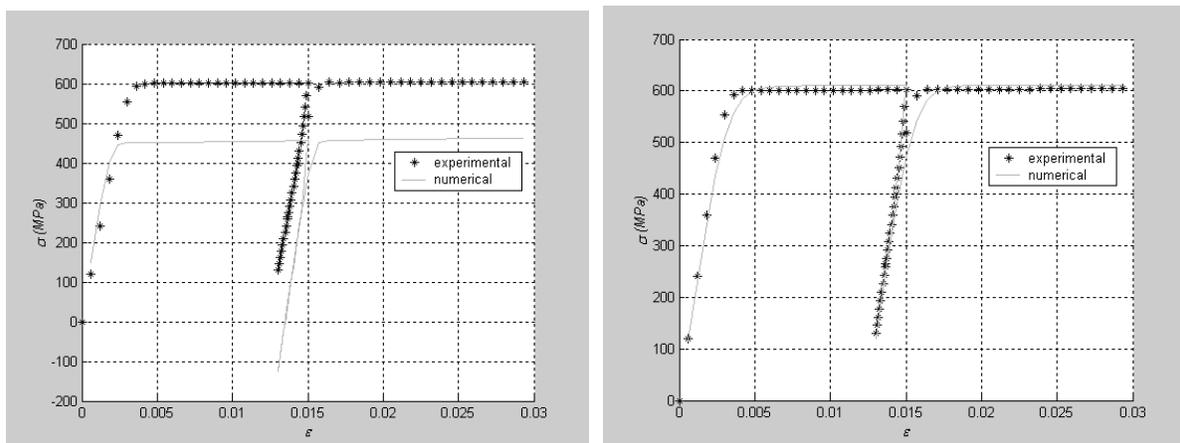


Figura 115. Confronto tra comportamento (pseudo) sperimentale e numerico prima (sinistra) e dopo (destra) per l'ottimizzazione dei parametri

6.4. GIUNZIONE DELL'IRRIDIMENTO TRAPEZIO ALLA LASTRA

L'uso di rinforzi a sezione chiusa per irrigidire una lastra ortotropa in acciaio solleva problemi tecnologici per quanto riguarda il collegamento strutturale di tali rinforzi con la lastra per mezzo della saldatura. Alla base della preoccupazione vi è il fatto che il collegamento saldato avviene su un solo lato non essendoci la possibilità della ripresa posteriore. Sotto l'azione dei carichi mobili queste saldature sono sottoposte particolarmente a momenti flettenti trasversali che sono indotti dalla flessione della lastra d'acciaio e la distorsione della forma della sezione trasversale dei rinforzi correnti come in Figura 116 e Figura 117.

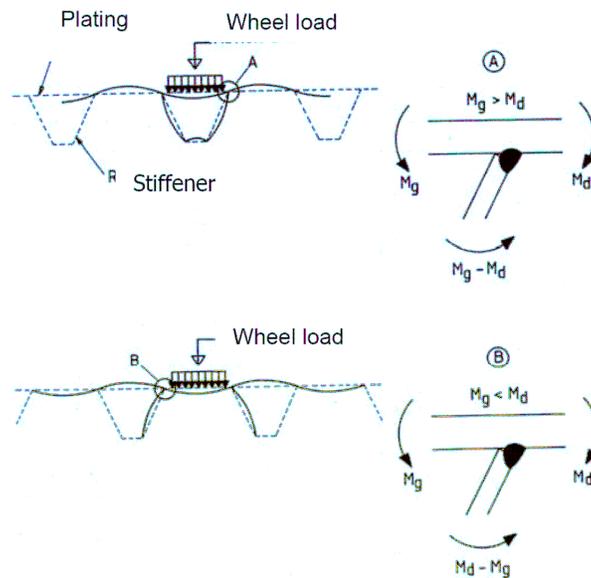


Figura 116. Momenti flettenti nelle regioni adiacenti la connessione saldata dell'irrigidimento alla lastra

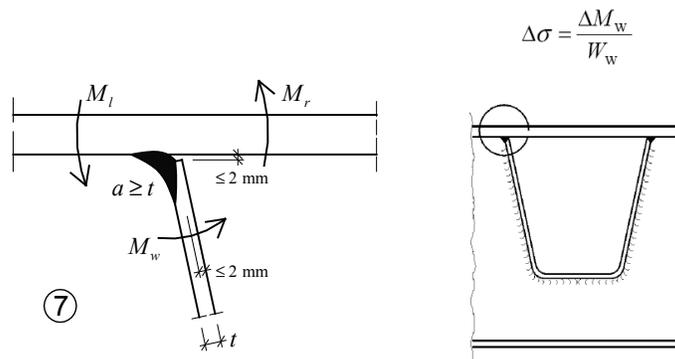


Figura 117. Dettaglio dell'intaglio secondo il particolare 7 della Tabella 8-8 nell'EN 1993-1-9

I carichi mobili ripetuti delle ruote producono tali momenti con la conseguenza delle rotture possibili indotte per fatica in accordo con l'EN 1993-1-9.

Il collegamento eseguito per mezzo di una penetrazione parziale saldata $a \geq t$ porta la resistenza $\Delta\sigma_c$ fatica a 71 N/mm². Per gli scopi della ricerca sono effettuati dei confronti tra le prove a fatica sugli

esemplari d'acciaio inossidabile austeno ferritico con quelle condotte in passato sugli esemplari d'acciaio al carbonio. La sezione dell'esemplare di prova è costituita da un rinforzo chiuso formato a freddo, le cui pareti sono di spessore costante pari a 7 mm, saldati a una lastra di 750 mm x 400 mm di spessore 12 mm. La saldature è a parziale penetrazione tali per cui $a=l$ con una mancanza di penetrazione non ecceda i 2 mm. I formati dell'esemplare della prova per le prove di fatica sono indicati nella Figura 118 .

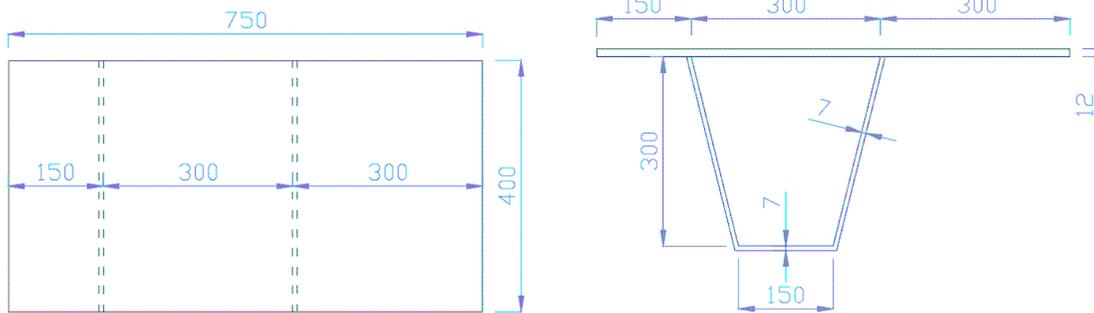


Figura 118. Provino tipo A4

L'esemplare di prova è caricato con un carico concentrato disposto non simmetricamente rispetto l'asse verticale del rinforzo con un impulso ciclico sinusoidale. Ciò produce un campo di sollecitazioni costanti rispetto un dato numero di cicli per la rilevazione dell'inizio della rottura per fatica. Il carico a fatica è così completamente determinato (Figura 119):

- rapporto delle tensioni $R = \sigma_{\min} / \sigma_{\max}$;
- campo delle tensioni: $\Delta\sigma = \sigma_{\max} - \sigma_{\min}$.

Si applica un rapporto R di tensione contenuto fra $R=0.10$ e $R=0.15$.

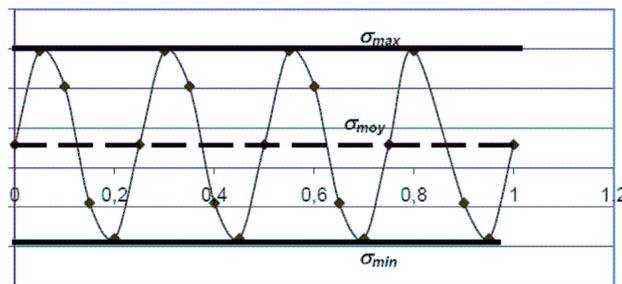


Figura 119. Cicli sinusoidali del carico

Le prove a fatica per la categoria del particolare in studio sono effettuate in conformità con le condizioni d'esecuzione illustrate in Figura 120. Sono adottate le seguenti dimensioni:

- A = 335 mm
- B = 337 mm
- C = 672 mm
- D = 85 mm

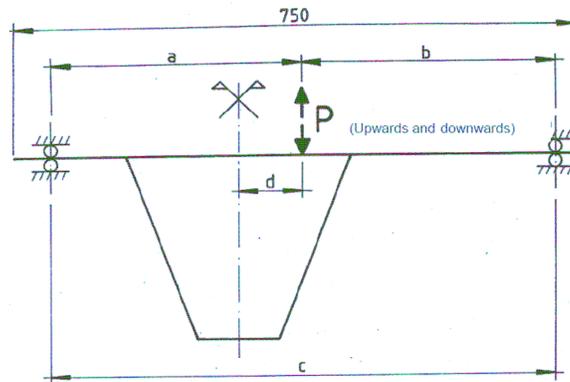


Figura 120. Configurazione di carico per i test a fatica

E' stato inoltre tenuto in considerazione quanto segue:

- adottare la situazione presumibilmente più nociva dove il rapporto di tensione nella lastra è mantenuto costante durante la prova di fatica mentre è possibile variare il rapporto di tensione nell'irrigidimento;
- scegliere il rapporto di tensione nella lastra nel campo $[-1.50 \div -1.60]$;
- determinare le tensioni di riferimento in base alle misure di tensione durante la prova e per quello scopo, gli estensimetri monoassiali sono situati in parecchi punti della sezione trasversale a metà larghezza;
 - o nell'anima dell'irrigidimento a 25, 50 e 75 mm dalla parte superiore e a 30 mm dalla parte inferiore;
 - o nella lastra a 25 mm dalla saldatura;
 - o a metà larghezza della piattabanda inferiore dell'irrigidimento.

In ogni posizione il misuratore della tensione è collocato su entrambe le facce dell'irrigidimento, lastra e piattabanda inferiore.

La simulazione numerica è effettuata con l'ausilio del pacchetto di programmi "MSC Marc/Mentat 2003". In questo contesto "Mentat" è usato per il pre processo dei dati e per il post processo mentre il solutore "Marc" rappresenta il nucleo del sistema del software.

Le modalità di calcolo per l'analisi con il Metodo degli Elementi Finiti sono qui di seguito elencate:

- procedimento iterativo: Newton-Raphson completo;
- procedura passo-passo: costante nel tempo;
- analisi non lineare per geometrica (grandi spostamenti);
- procedura aggiornata di Lagrange;
- elementi: shell;
- legge del materiale lineare.

L'analisi è effettuata soltanto in campo elastico. Il modulo di elasticità preliminare è $E=206000$ N/mm², il rapporto di Poisson definito come 0.3. Data la natura degli elementi a parete sottile degli esemplari della prova si usano elementi shell a n.8 nodi. La geometria degli esemplari della prova è stata idealizzata, come si vede dal modello in Figura 121; la curvatura degli irrigidimenti è stata trascurata e le saldature non sono state esplicitamente modellate. Entrambe le puntualizzazioni non sono significative per l'analisi.

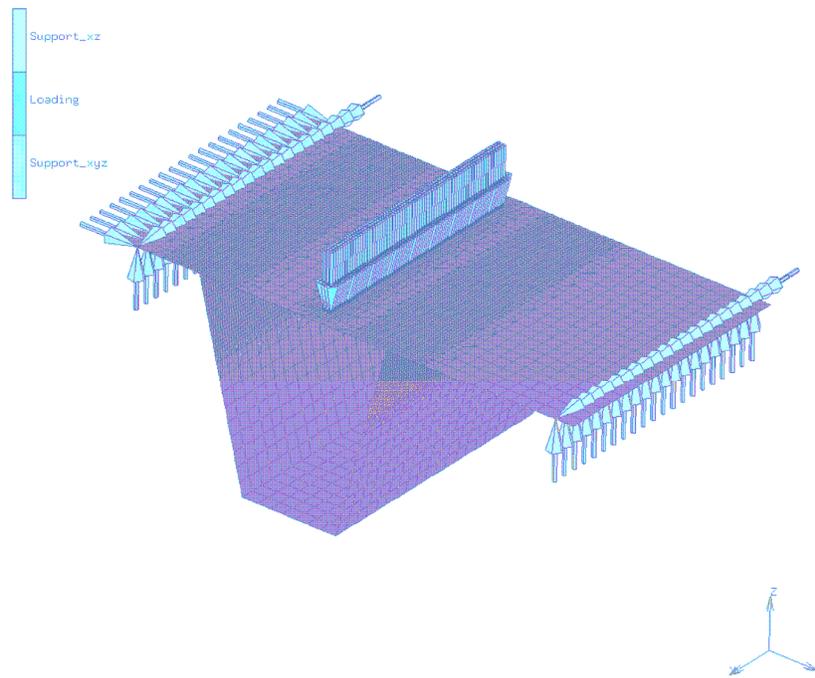


Figura 121. Modello agli Elementi Finiti del dettaglio A4

Tutti gli elementi usati per l'analisi sono elementi quad8 di tipo 22; questo tipo di elemento è un'espressione quadratica, elemento plate a n.8 nodi per rilevare gli effetti del taglio trasversale sia in termini di spostamenti globali che di rotazioni come gradi della libertà. Per determinare le coordinate, gli spostamenti e le rotazioni è usata un'interpolazione del secondo ordine. Le deformazioni membranali sono ottenute dal campo di spostamento, la curvatura dal campo di rotazione. Le deformazioni a taglio sono calcolate in n.10 punti speciali e sono interpolate ai punti d'integrazione. In questo modo, questo elemento si comporta correttamente nel caso di lastre sottili. La rigidezza di questo elemento è data usando l'integrazione gaussiana a quattro punti.

In accordo con il progetto di prova, lo spostamento del modello è fissato nelle tre direzioni (x, y, z) ad entrambe le estremità dell'esemplare; il grado di libertà attorno all'asse x è libero. Il carico è introdotto attraverso forze in 213 nodi, rappresentanti una linea carico introdotto sopra una superficie di 350 mm x 50 mm richiesta per un plasticizzazione locale. Il carico è applicato tramite un andamento lineare secondo la Figura 122 i cui valori massimi sono -35 kN e +35 kN.

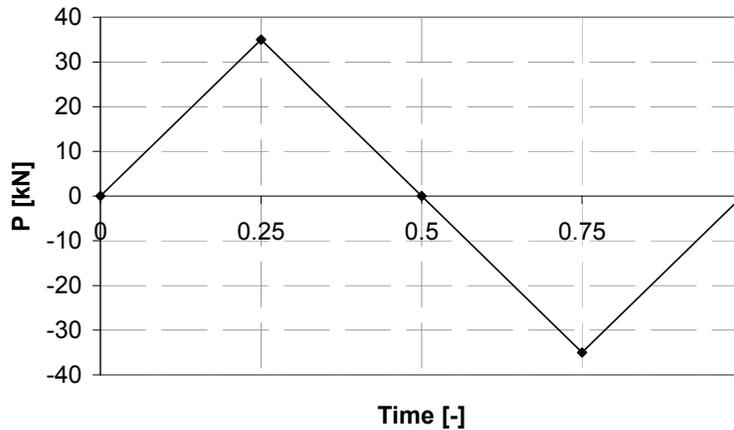


Figura 122. Andamento del carico per la simulazione numerica del dettaglio A4

Dalla simulazione numerica sono state ricavate le informazioni utili per il progetto secondo l'EC3-1-9 e la predisposizione delle prove sperimentali a fatica in riferimento alla posizione degli estensimetri da applicare.

6.5. GIUNZIONE DEL TRAVERSO ALL'IRRIGIDIMENTO

Durante gli ultimi trent'anni le lastre ortotrope dei ponti costruite in Europa sono state rinforzate da irrigidimenti longitudinali trapezi o a "V". Nel passato, gli irrigidimenti sono stati talvolta saldati ai traversi che fungono da irrigidimenti trasversali della lastra. La rottura per fatica di questi dettagli saldati si sono presentate in ponti pesantemente trafficati in meno di 20 anni e a volte anche molto meno. La soluzione al problema consiste nel fare passare gli irrigidimenti longitudinali attraverso aperture ("slot") nei traversi; in tal caso i collegamenti non sono più indeboliti dalle saldature portanti il carico da ogni lato del traverso. Ad oggi, sono stati segnalati pochi problemi nei dettagli così concepiti.

In conformità con l'EN 1993-1-9, la categoria di dettaglio del particolare di costruzione costituito dalla saldatura del traverso all'irrigidimento longitudinale continuo nella sezione del traverso è:

- 80 quando lo spessore del traverso è non maggiore di 12 mm;
- 71 quando lo spessore del traverso eccede i 12 mm.

La valutazione della resistenza a fatica è basata sul campo di tensioni dirette $\Delta\sigma$ nell'irrigidimento longitudinale in corrispondenza dell'inizio dello "slot".

All'interno del progetto, s'intende valutare se la categoria di dettaglio del particolare è la medesima sia per l'acciaio al carbonio che per un analogo particolare d'acciaio inossidabile austeno ferritico.

Le dimensioni dell'esemplare per le prove a fatica sono date in Figura 123.

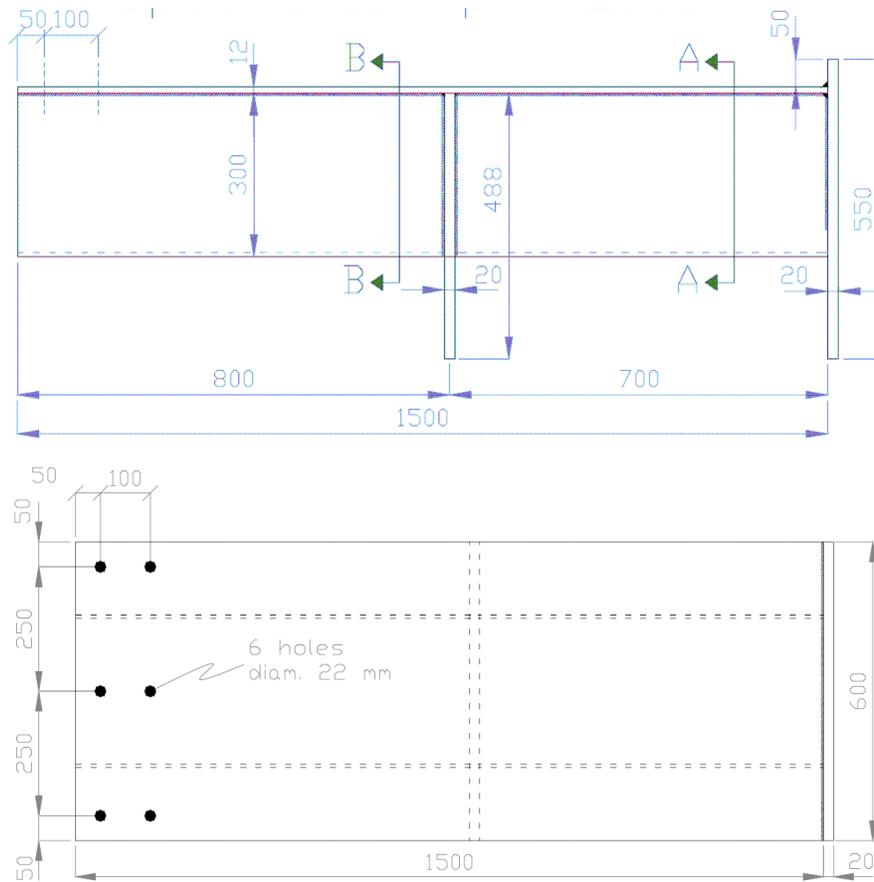


Figura 123. Provino tipo B1

La lunghezza dell'esemplare è pari a 1.5 m con lo schema statico di mensola con appoggio intermedio costituito dal traverso saldato all'irrigidimento longitudinale; il carico è applicato all'estremità libera (Figura 124).

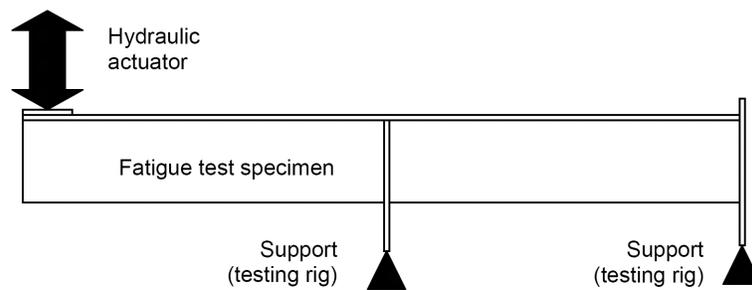


Figura 124. Configurazione di carico per i test a fatica dell'esemplare tipo B1

Gli esemplari usati per le prove a fatica sono stati sollecitati da un carico sinusoidale tale da produrre uno specifico campo di tensioni costante fino a un dato numero di cicli o all'inizio della rottura per fatica.

La simulazione numerica è effettuata con l'ausilio del pacchetto di programmi "MSC Marc/Mentat 2003".

La geometria degli esemplari di prova è stata idealizzata, trascurando la curvatura delle pieghe dell'irrigidimento longitudinale e le saldature, Figura 125.

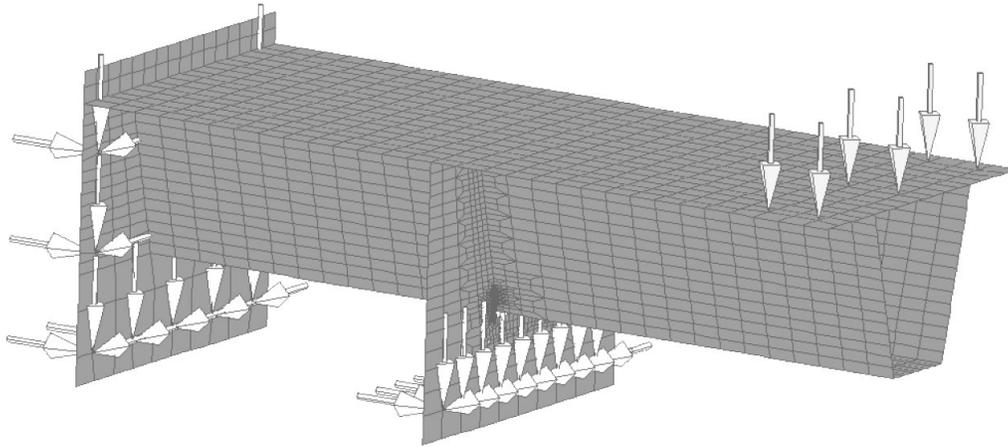


Figura 125. Modello agli Elementi Finiti del dettaglio B1 a scala reale

Il carico è applicato tramite un andamento lineare secondo la Figura 126 i cui valori massimi sono -144 kN e +144 kN.

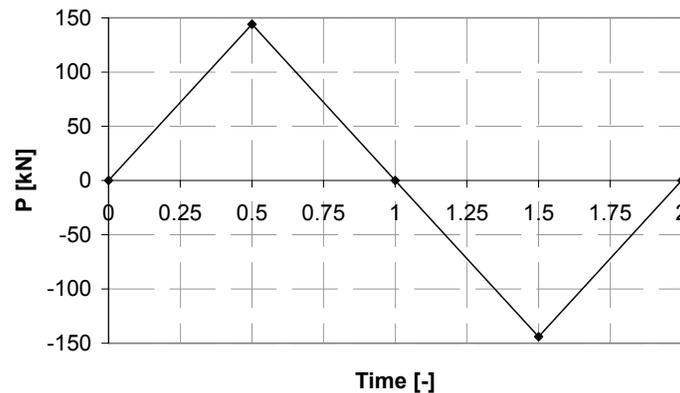


Figura 126. Andamento del carico per la simulazione numerica del dettaglio B1

Dalla simulazione numerica sono state ricavate le informazioni utili per il progetto secondo l'EC 3-1-9 e la predisposizione delle prove sperimentali a fatica in riferimento alla posizione degli estensimetri da applicare.

6.6.ELEMENTO DI LASTRA ORTOTROPA

Per verificare la configurazione di tensione nell'esemplare a scala reale di una porzione d'impalcato a lastra ortotropa e il livello di carico richiesto dall'attrezzatura di prova, è stato elaborato un modello numerico di metà esemplare sfruttando la simmetria rispetto al trasverso. Il programma di

calcolo è il pacchetto di programmi “MSC Marc/Mentat 2003”. In Figura 127 è riportata l’uscita dell’analisi statica.

L’esemplare è vincolato semplicemente alle estremità del traverso, dove sono state modellate n.2 cerniere; il carico è applicato con forze in corrispondenza ai nodi ed è linearmente distribuito su due zone di 300 x 300 mm, simmetricamente rispetto al traverso posizionato nella lastra, fra i rinforzi laterali e centrali.

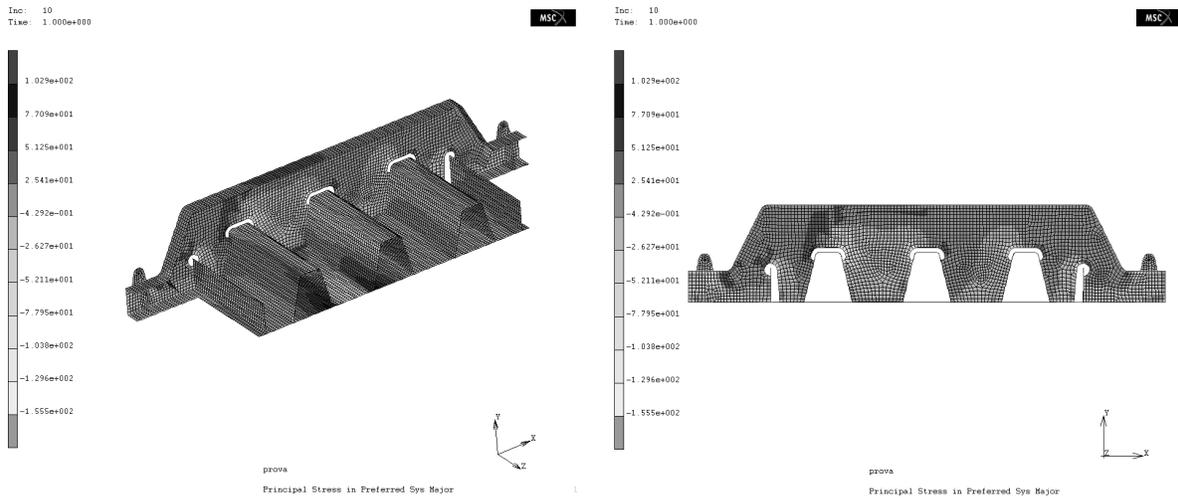


Figura 127. Modello agli Elementi Finiti del provino a scala reale. Configurazione delle tensioni principali nell’analisi statica con carico totale applicato di 100 kN (50+50)

Dai dati di letteratura (test condotti all’università di Pisa) è evidente che le cricche compaiono sempre nel traverso, dal bordo libero degli “slot” sotto le zone di carico ove agiscono le tensioni principali di trazione.

Il tipo dell’elemento selezionato è il n.75 della biblioteca di Mentat, un elemento a lastra sottile a 4 nodi. Il modello costitutivo del materiale è stato facilitato avendo un comportamento elasto plastico con “hardening” modellato tramite un’interpolazione di vera curva sperimentale della tensione rispetto la deformazione di una lamiera di spessore 12 mm in EN 1.4262 (Figura 128).

Il modulo elastico iniziale considerato vale 206000 N/mm^2 , il rapporto del Poisson 0.3 e limite di plasticità iniziale preso uguale al $R_{0,01}$ che nel caso in oggetto è 305 N/mm^2 . Né le tensioni residue né il contributo di resistenza del materiale d’apporto sono stati modellati essendo necessaria soltanto una valutazione approssimativa dei livelli del carico richiesti dalla macchina di prova.

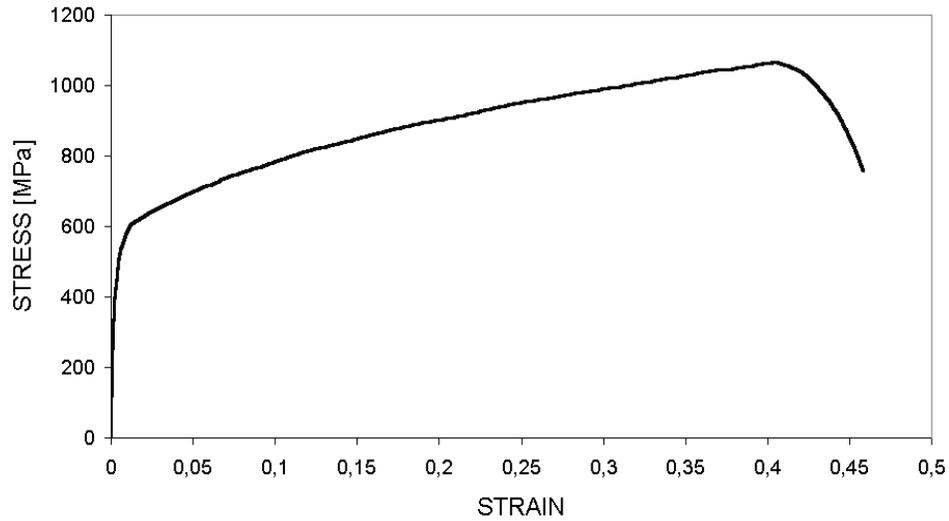


Figura 128. Curva sperimentale tensione-deformazione ottenuta su una lamiera di 12 mm in grado EN 1.4462 lungo la direzione di laminazione

La tensione di snervamento è stata convenzionalmente presa come $R_{0,01}$ invece di $R_{0,2}$ perché a volte quest'ultima non sembra fornire un buon risultato. L'anisotropia di "hardening" è stata in prima istanza trascurata.

7.ANALISI DEL COSTO DEL CICLO DI VITA. CONCLUSIONI

7.1.INTRODUZIONE

L'obiettivo dell'analisi del costo di vita è compiere un confronto in termini d'analisi dei costi del ciclo di vita tra un ponte a lastra ortotropa in acciaio al carbonio e un ponte d'acciaio inossidabile austeno ferritico.

In base ai risultati ottenuti nei capitoli precedenti in particolare dai dati ricavati dalle prove di lavorabilità, dalle prove di saldatura, dai test a fatica, e fatica con corrosione e prove di stabilità nonché dalle analisi numeriche d'ottimizzazione dei dati sperimentali è effettuato un confronto tra il processo produttivo di un impalcato metallico nei due tipi d'acciaio considerati.

A titolo d'esempio è stato oggetto della comparazione il viadotto Verrand, un ponte a lastra ortotropa a grande luce che presenta caratteristiche tipiche della tipologia di cui fa parte oltre a possedere requisiti di completezza e di conoscenza completa delle problematiche di tutte le fasi di lavorazione. Questo viadotto, infatti, è stato tra l'altro oggetto di numerosi articoli su rivista nazionale e internazionale

Lo scopo è di valutare se e quando l'aumento iniziale di costo dovuto all'acciaio duplex è approssimativamente equilibrato a causa dei requisiti differenti in termini di manutenzione durante il tempo di servizio previsto per l'infrastruttura.

Oltre alla parte concernente la progettazione aggiornata con i dati sperimentali raccolti è necessario tenere in considerazione le possibilità offerte nel materiale relativamente la ridotta, se non nulla, manutenzione necessaria al ponte in duplex durante gli anni d'esercizio.

Il secondo obiettivo, che richiederà uno sviluppo successivo riguarda un'ulteriore ricerca sulla definizione di suggerimenti per l'implementazione e aggiornamento dell'Eurocodice 3, parte 1.5 e parte 2 rispettivamente criteri progettuali per lastre caricate nel piano e ponti al fine di poter utilizzare l'acciaio inossidabile austeno ferritico nei ponti con le reali possibilità insite nel materiale stesso.

7.2.ABSTRACT

The objective of the analysis of the life cost is to carry out a comparison in terms of cost between an orthotropic deck bridge in carbon steel and a bridge in austeno ferritic stainless steel. Based on the results obtained in the previous chapters in particular from the data given by the mach inability tests, from the tests of welding, the fatigue tests, and fatigue with corrosion and stability tests and from the numerical analyses for the optimization of the experiences data is carried out a comparison between the production process of metallic bridge in the two types of steel considered.

As an example the Verrand viaduct has been object of the comparison, an orthotropic deck bridge with to great span light that introduces typical characteristics of his type beyond possessing requirement of thoroughness and complete acquaintance of the problematic ones of all it is made of working. This viaduct in fact has been, among other things article object numerous papers on national and international journals.

The scope is to estimate if and when the increase begins them of due cost the two steel is approximately balanced because of different requirement in terms of maintenance during the service life of the infrastructure.

Beyond the planning modernized with the data collected in that experiences it is necessary to takes into account the possibilities offered by the material to the reduced the necessary maintenance to the duplex bridge during the exercise service years.

According to scope, that it will demand a successive development regards an ulterior search on the definition of suggestions for the implementation and modernization of Eurocode 3, part 1-5 and 2 respective design criteria for plates loaded in the plan and bridges to the aim leave with being able to use the austeno ferritic stainless steel in the bridges with the real possibilities inborn in the same material.

7.3. CARICHI MOBILI

I carichi mobili sono determinanti per la verifica e la vita a fatica di un ponte per cui particolare attenzione è stata rivolta alla corretta schematizzazione di questi e ai valori assunti nei diversi casi contemplati dalla normativa europea per massimizzarne l'azione in un impalcato. Nelle modellazioni in seguito descritte i dettagli a fatica sono stati differenziati in particolari governati dal sistema globale (Figura 129) e in particolari sollecitati da un sistema locale (Figura 130).

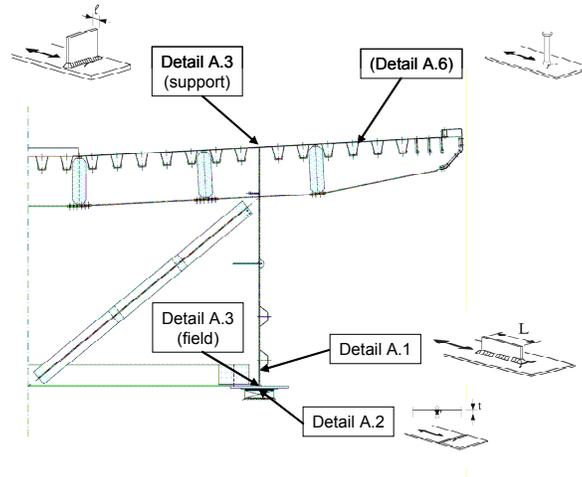


Figura 129. Dettagli del sistema globale

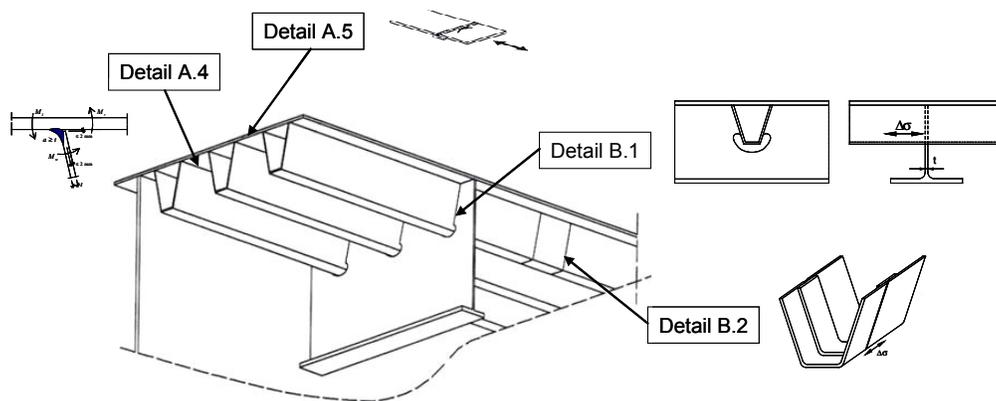
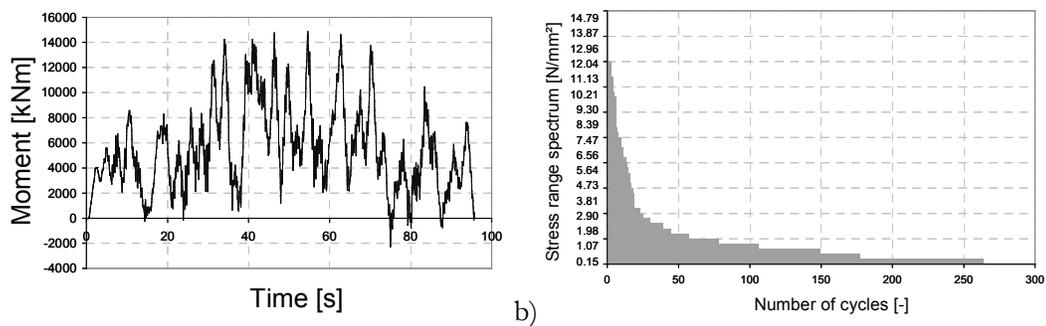


Figura 130. Dettagli del sistema locale

Per ogni particolare relativo è stato ricavato il diagramma Momento - storia di carico secondo cui si valutano le storie di tensione, Figura 131a. In seguito è stato ricavato lo spettro del campo di tensione per ogni particolare, in Figura 131b il particolare A1.



**Figura 131. Analisi del passaggio dei veicoli: a) andamento nel tempo del momento flettente nell'elemento 68;
b) spettro del campo di tensione (provino A1) nell'elemento 68**

Per derivare lo spettro del campo di tensione per tutti i dettagli a fatica governati dai momenti fatica del sistema globale è effettuato il calcolo della vita di progetto di progetto per ogni particolare della struttura.

7.4.METODO DEL DANNO CUMULATIVO

I costi di manutenzione sono una voce significativa nel ciclo di vita dei ponti d'acciaio generalmente, di capitale importanza negli ambienti aggressivi. L'uso degli acciai inossidabili duplex per i ponti a lastra ortotropa costituisce un passo in avanti importante nel fornire delle strutture durevoli e basse di manutenzione, sfruttando sia la loro resistenza della corrosione che le alte proprietà meccaniche, capaci di venire a contatto completamente delle prestazioni strutturali richieste di sicurezza. Il tempo d'impiego oltre 100 anni è bene oggi l'obiettivo dei progetti importanti dell'infrastruttura nel mondo, quali i ponti metallici più lunghi e più lunghi della sospensione. L'investimento di capitali in questione è costi di manutenzione molto alti e previsti d'importanza generale per il ritorno sull'investimento. Più ulteriormente sia la sicurezza sia l'affidabilità diventano inoltre di capitale importanza perché tutta la chiusura provvisoria è enormemente costosa sia nella manutenzione sia nella riparazione dirette e nella chiusura del traffico. I motivi sopraccennati conducono a considerare fortemente gli acciai inossidabili duplex come materiale da costruzione grazie alla loro intrinseca resistenza alla corrosione, assicurata dalla loro composizione chimica (22Cr5Ni3Mo0.2N) anche nelle circostanze d'azione di elementi aggressivi e per la loro elevata resistenza meccanica dovuta alla microstruttura austeno ferritica.

L'analisi dei costi del ciclo di vita ENde in esame due condizioni, una ha come oggetto i costi per il montaggio e la costruzione, l'altra è la manutenzione.

In prima analisi è valutata l'accumulazione del danno durante il tempo d'impiego o vita in servizio; la verifica risponderà ai seguenti test:

$\Delta\sigma$ basato sulla cumulazione del danno

$$D_d \leq 1,0$$

$\Delta\sigma$ basato sul campo di tensione

$$\gamma_{Ff} \Delta\sigma_{E,2} \leq \sqrt[m]{D_d} \frac{\Delta\sigma_c}{\gamma_{Mf}}, \text{ dove } m = 3$$

Il modus operandi per determinare lo spettro di tensione per l'accumulazione è dato in Tabella 77.

Di conseguenza è di primaria importanza effettuare l'analisi del tipo di veicolo per ottenere gli istogrammi delle sollecitazioni predominanti. In seguito le sollecitazioni sono usate per calcolare la storia di tensione convertita in uno spettro di campo di tensione.

Il Viadotto Verrand è stato identificato per essere un ponte rappresentativo per l'analisi. Lo scopo dell'analisi è il calcolo dello spettro del campo di tensione per questo ponte specifico. La struttura principale del Verrand consiste di due travi principali. La piattabanda superiore delle travi consiste in una lastra ortotropa in acciaio. Le piattabande inferiori sono collegate insieme da un controvento di rinforzo nel piano orizzontale. La sezione trasversale è simmetrica e considerata come una sezione aperta nella direzione longitudinale (caso simmetrico del carico) mentre la rigidezza di torsione è derivata ENdendo in considerazione una trave a cassone (caso asimmetrico del carico).

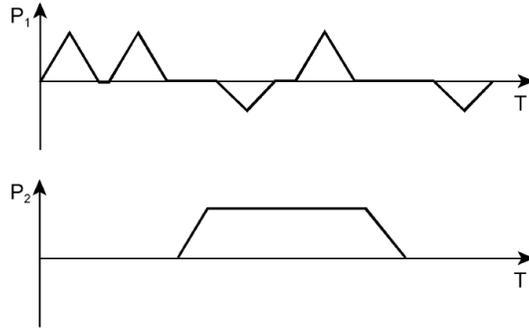
Il calcolo elastico dello spettro di tensione è basato sul carico dovuto al passaggio dei veicoli.

Con ciò il traffico "de Auxerre", base per il concetto di traffico in Eurocodice 1, è stato scelto per l'analisi. Tutti gli altri carichi sono stati trascurati (per esempio il peso proprio) poiché non sono considerati avere alcuna influenza significativa sui risultati di analisi.

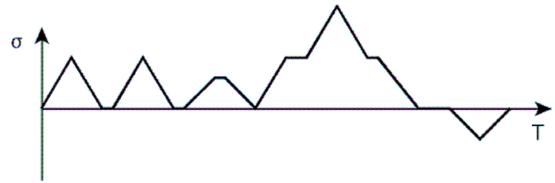
Per la determinazione delle proprietà delle sezioni trasversali tipiche considerate deve essere considerato l'effetto "Shear lag". Di conseguenza la larghezza efficace delle piattabande è calcolata secondo quanto previsto dall'Eurocodice (Figura 132).

Tabella 62. Metodo del danno cumulativo

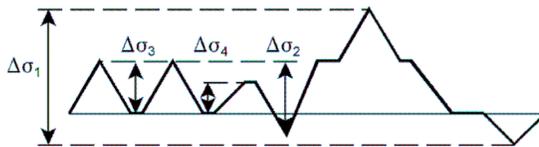
a) sequenza di carico:
 tipico ciclo a fatica
 (ripetuto n-volte nella vita di progetto)



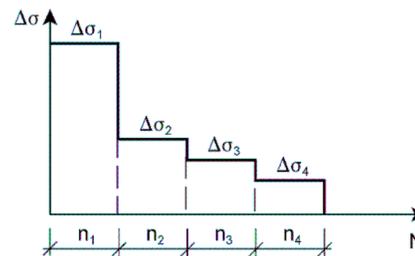
b) storia di tensione al dettaglio



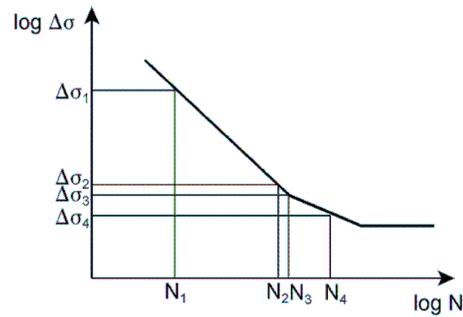
c) conteggio del ciclo



d) spettro del campo di tensione



e) cicli a rottura



f) somma del danno
 (regola di Palmgren-Miner)

$$\sum \frac{n_i}{N_i} = \frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} + \frac{n_3}{N_3} + \frac{n_4}{N_4} \leq D_L$$

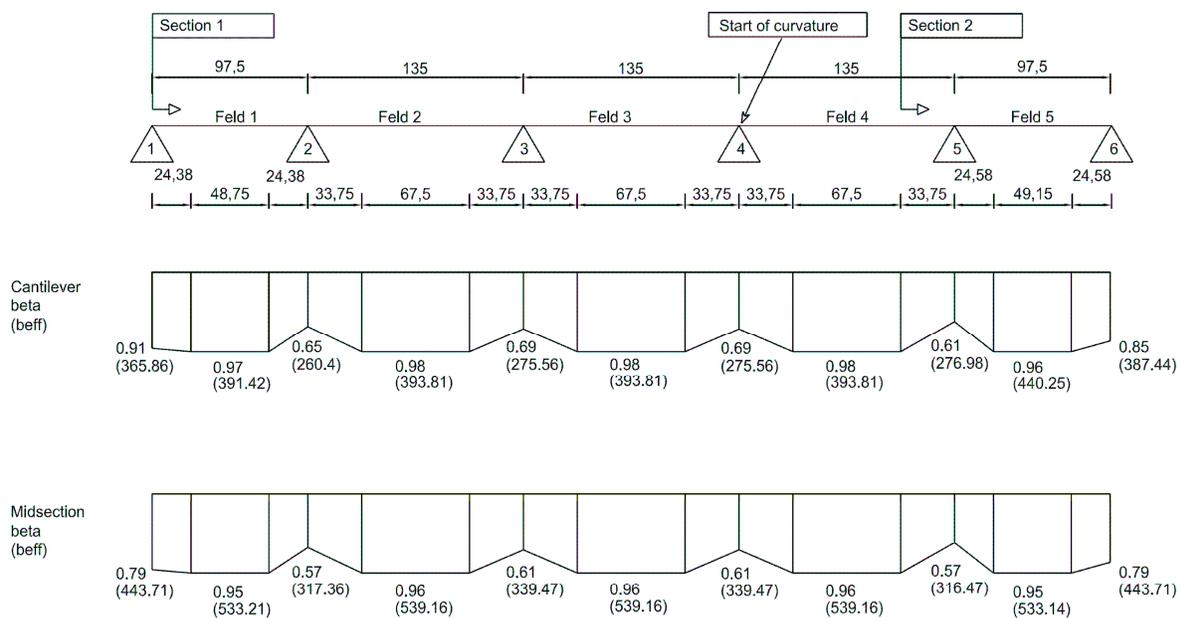


Figura 132. Distribuzione dell'ampiezza efficace del Viadotto Verrand

In Tabella 78 sono riportate le caratteristiche inerziali di alcune sezioni significative.

Nell'analisi la quantità e la distribuzione di veicoli è stata applicata secondo "il traffico de Auxerre" sul quale sono basati i carichi di progetto del Eurocodice 1 (Tabella 79). In questa composizione del traffico i tipi del veicolo sono differenziati dal numero di assi e dal convoglio. La composizione dei veicoli è indicata in Figura 133.

Tabella 78. Caratteristiche inerziali di alcune sezioni

Posizione	A [cm ²]	I_y [cm ⁴]	I_{xx} [cm ⁴]	I_T [cm ⁴]
appoggio 1	6938.05	3.346E+0.8	2.221E+0.9	
campata 1	7474.19	3.533E+0.8	2.375E+0.9	
appoggio 2	6011.34	2.954E+0.8	1.867E+0.9	
campata 2	7495.56	3.540E+0.8	2.383E+0.9	2.687E+0.8
appoggio 3	6178.77	3.034E+0.8	1.926E+0.9	
campata 3	7495.56	3.540E+0.8	2.383E+0.9	
appoggio 4	6178.77	3.034E+0.8	1.926E+0.9	
campata 4	7495.56	3.540E+0.8	2.383E+0.9	
appoggio 5	6154.47	3.133E+0.8	1.936E+0.9	
campata 5	7845.81	3.806E+0.8	2.605E+0.9	2.822E+0.8
appoggio 6	7152.38	3.749E+0.8	2.501E+0.9	

Tabella 79. Composizione del traffico “Auxerre” per l’ora di punta

numero	veicolo	velocità [m/s]	distanza [m]	numero	tipo di veicolo	velocità [m/s]	distanza [m]
1	LKW2	22.2	-10.0	16	LKW3	22.2	-723.8
2	SAT2U3	22.2	-67.5	17	LKW3	22.2	-783.8
3	LKW2	22.2	-127.2	18	SAT2U3	22.2	-831.9
4	LKW3	22.2	-132.1	19	SAT2U3	22.2	-887.6
5	SAT2U3	22.2	-188.8	20	SAT2U3	22.2	-937.5
6	SAT2U3	22.2	-247.5	21	SAT2U3	22.2	-992.1
7	LKW2	22.2	-305.1	22	SAT2U3	22.2	-1060.9
8	SAT2U3	22.2	-346.2	23	LKW2	22.2	-1127.9
9	SAT2U3	22.2	-390.9	24	SAT2U3	22.2	-1168.1
10	SAT2U3	22.2	-458.3	25	LKW2	22.2	-1231.2
11	SAT2U3	22.2	-526.9	26	SAT2U3	22.2	-1289.4
12	LKW2	22.2	-582.1	27	SAT2U3	22.2	-1339.2
13	LKW3	22.2	-589.3	28	LKW2	22.2	-1402.7
14	SAT2U3	22.2	-647.5	29	SAT2U3	22.2	-1447.6
15	LKW2	22.2	-715.7	30	SAT2U3	22.2	-1518.7

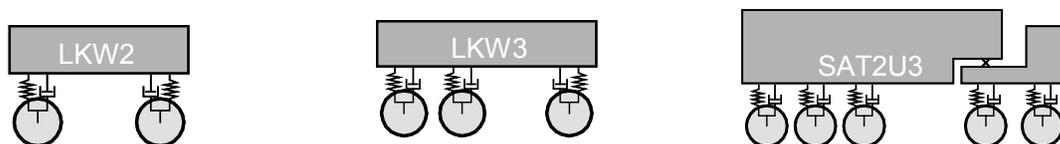


Figura 133. Composizione dei veicoli

E’ stata condotta l’analisi del carico mobile con tre modelli; i primi due rappresentano il carico su una linea, la terza analisi considera la presenza dei veicoli da entrambi i lati

Il ponte è vincolato all’appoggio 1 nella direzione x , in y e z , agli altri appoggi nella direzione y e z . La rotazione intorno all’asse x è ulteriormente bloccata in tutti gli appoggi. Una rigidezza equivalente della sovrastruttura del ponte è data dalla sezione mediana e d’estremità della campata

Dal modello numero sono stati ricavati gli autovalori tramite apposita analisi; in Tabella 80 sono riportati gli autovalori e la rispettiva frequenza. I risultati dell’analisi degli autovalori sono considerati ragionevoli rispetto ai risultati teorici previsti per tale tipologia strutturale

Tabella 80. Analisi agli autovalori

Modo	Frequenza [Hz]
1	6.66
2	8.50
3	10.99
4	12.71
5	14.89
6	15.44
7	17.38
8	22.13
9	25.15
10	28.53
11	29.22
12	33.64
13	38.16
14	38.97
15	40.56

Nell'analisi è stato applicato il metodo dello smorzamento secondo Rayleigh. In questo metodo la relazione tra il coefficiente di smorzamento D_i e la forma del modo i -esimo con l'autovalore ω_i e la massa generata m_i è data come:

$$C_i = 2M_i\omega_i D_i$$

Nell'analisi la matrice di smorzamento C è assunta essere una combinazione lineare della matrice di rigidità K e la matrice delle masse M , come segue:

$$C = \alpha M + \beta K$$

Con riferimento a entrambe le equazioni è derivato il coefficiente di smorzamento della forma del modo i -esimo:

$$D_i = \frac{1}{2} \left(\frac{\alpha}{\omega_i} + \beta \omega_i \right)$$

In questa equazione le costanti α e β sono calcolate sostituendo gli autovalori e il corrispondente smorzamento dei due modi non definiti nelle seguenti equazioni:

$$\alpha = \frac{2\omega_j\omega_k (D_j\omega_k - D_k\omega_j)}{\omega_k^2 - \omega_j^2}$$

$$\beta = \frac{2(D_k\omega_k - D_j\omega_j)}{\omega_k^2 - \omega_j^2}$$

Lo smorzamento risultante per i ponti d'acciaio utilizzato nell'analisi è mostrato in Figura 134.

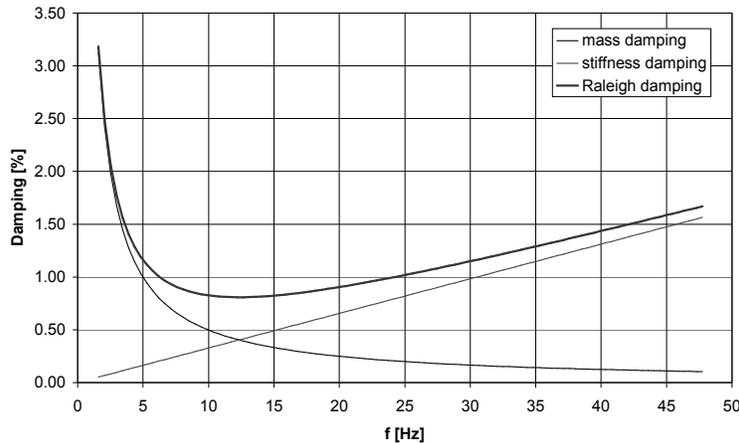


Figura 134. Smorzamento di Raleigh

La rugosità del fondo stradale è stata considerata scegliendo valori relativi a rappresentare “un buon” fondo stradale.

La procedura consente di valutare la storia di tensione di ogni particolare preso in considerazione; con il metodo del serbatoio si valutano i cicli ad ampiezza costante partendo da un andamento casuale delle sollecitazioni. Con tali sollecitazioni equivalenti è possibile valutare la vita a fatica di ogni dettaglio.

7.5. ANALISI TECNICO-ECONOMICA

Un'analisi preliminare del costo di ciclo di vita sembra favorevole all'applicazione del duplex nei ponti in ambiente aggressivo a lungo periodo di vita, anche se il costo iniziale è più elevato di quello dell'acciaio al carbonio. Sembra opportuno presentare qui un confronto economico fra i due acciai considerati, basato su alcuni parametri di costo per quanto riguarda la realizzazione e le funzioni di manutenzione durante l'intero tempo d'impiego.

Di seguito viene brevemente proposta una valutazione economica sull'impiego dei duplex nella costruzione di un impalcato da ponte tramite un confronto tra il duplex EN 1.4462, il più conosciuto e utilizzato ad oggi e un acciaio al carbonio di pari prestazioni, ossia l'acciaio ad alto limite elastico S460 (EN 1.8827 secondo la EN 10113).

Nei primi mesi del 2004 i costi dei due materiali sono i seguenti:

3500 €/t EN 1.4462

670 €/t EN 1.8827

rapporto 1 : 5.22

Il ragionamento viene sviluppato considerando le voci che globalmente intervengono nell'acquisto, dalla spesa iniziale, alla lavorazione d'officina fino alla posa in opera, in riferimento al costo iniziale netto virtuale, nell'ipotesi di sfridi o eventuali sprechi di materiale molto contenuti. Nel caso dell'acciaio al carbonio si ipotizzano le voci di costo equivalenti mentre per l'austeno ferritico si prevede un costo iniziale del materiale maggiore delle spese sostenute per la lavorazione e la posa.

Il costo di manifattura è suddivisibile in tre parti:

- costo del materiale d'approvvigionamento

$$C_M = \sum C_{iM}^{(1)} \cdot g_i$$

$C_{iM}^{(1)}$ costo unitario dei singoli materiali
 g_i relativi pesi

$$C_M^{(1)} = \frac{\sum C_{iM}^{(1)} \cdot g_i}{\sum g_i}$$

per una stima

- costo d'officina

$$C_L = C_0^{(1)} \cdot \sum H^{(L)}$$

$C_0^{(1)}$ costo medio unitario dell'ora d'officina
 (onere diretto della mano d'opera, ammortamenti, spese generali officina)

$\sum H^{(L)}$ valore globale delle ore per le varie lavorazioni

- costo del trasporto dall'officina a piè d'opera in cantiere

$$C_T = C_T^{(1)} \cdot \sum \bar{g}_i$$

\bar{g}_i peso degli elementi prefabbricati da trasportare

$C_T^{(1)}$ costo per unità di peso di trasporto funzione di:

- mezzo di trasporto
- distanza del trasporto in relazione alle tariffe relative ai singoli sistemi di trasporto
- rapporto peso/volume del materiale da trasportare
- dimensioni dei pezzi

- costo di montaggio

$$C_m = C_0^{(m)} \cdot \sum H^{(m)}$$

$C_0^{(m)}$ costo medio unitario dell'ora di montaggio
 (costo diretto delle operazioni di montaggio, incidenza della quota d'ammortamento relativa alle attrezzature e ai mezzi di montaggio)

$\sum H^{(m)}$ ore globali necessarie per il montaggio

Eccetto lavorazione e montaggio, gli altri costi risultano proporzionali al peso della struttura.

Le varie voci entrano nella semplice formula seguente:

$$LCC = CM + CL + CT + C_m + \sum_{n=1}^N \frac{C_E}{(1+i)^n} + \sum_{n=1}^N \frac{C_{FE}}{(1+i)^n} + \sum_{n=1}^N \frac{C_{SM}}{(1+i)^n}$$

CM costo del materiale
 CL costo di lavorazione
 CT costo di trasporto
 C_m costo di montaggio
 C_E costo di esercizio e di manutenzione
 C_{FE} costo dovuti alle perdite di produzione nei periodi di fuori esercizio
 C_{SM} costo di sostituzione dei materiali
 N durata utile (in anni) del sistema
 n anno dell'evento
 i tasso d'interesse reale, tenuto conto del tasso d'inflazione

In via semplificata

	EN 1.8827	EN 1.4462
a) acquisto materie prime	140%	140%
b) lavorazione d'officina	140%	100%
c) trasporto in cantiere, assemblaggio e posa in opera	140%	60%
	Totale 2814 €/t	10500 €/t
d) trattamento iniziale di protezione alla corrosione ²	240 €/t	0 €/t
	Totale 3054 €/t	10500 €/t

rapporto 1 : 3.44

Tale rapporto si riduce ulteriormente considerando i costi dei cicli di controllo e d'eventuale ripristino da compiere necessariamente su un'opera d'arte d'acciaio al carbonio durante l'intera vita di servizio.

In maniera semplificata, tenendo conto del costo iniziale più elevato per il duplex, devono essere sviluppate le considerazioni per quanto riguarda il costo di manutenzione (controllo e ripristino) nel tempo di impiego di una grande struttura. Per determinare un costo di manutenzione sono considerati tre ambienti possibili in cui collocare la struttura, altamente aggressivo, mediamente aggressivo e lievemente aggressivo.

Si riportano gli ambienti e i cicli di manutenzione, con i relativi tempi e costi, per strutture raggiungibili con normali mezzi di sollevamento (piattaforme semoventi entro i 12/15 m d'altezza) prevedendo anche i costi di limitazione del traffico con posa di segnaletica e altri oneri connessi (Tabella 81).

² S'ipotizza un contorno bagnato verosimile di 12 m²/t e con un costo del ciclo protettivo iniziale per gli acciai al carbonio pari a 20 €/m² si ottiene un costo unitario di 240 €/t.

Tabella 81. Ambienti, cicli di manutenzione e tempi di recupero

Ambiente	Descrizione	Manutenzione		Tempi di recupero
		costo totale ciclo: 1020 €/t		
		ordinaria	straordinaria	
		costo:	costo:	
		144 €/t	300 €/m ²	
A	Lievemente collina, montagna, aree agricole non intensive, direttrici stradali a limitata intensità di traffico. direttrici a forte traffico in zone lievemente	3 anni	15 anni	111 anni
B	Mediamente corrosive, autostrade in zone lievemente corrosive, ambiente urbano, industriale medio. autostrade in zone urbane-industriali,	2 anni	10 anni	74 anni
C	Molto corrosivo ambiente marino, zone ad alta concentrazione industriale, impianti siderurgici, industrie chimiche.	1 anni	6 anni	44 anni

I valori ottenuti per il recupero del costo del duplex rispetto l'acciaio al carbonio (Figura 135), considerato un tempo di servizio di 50-100 anni di un ponte, sono molto differenti considerando l'atmosfera di corrosione dei vari ambienti. È di sottolineare che, a parte la prudenza circa l'approssimazione per le considerazioni sviluppate, alcuni fattori che aumentano i costi e i problemi di manutenzione per i ponti del acciaio al carbonio non sono stati considerati, per esempio il disagio degli utenti nella manutenzione.

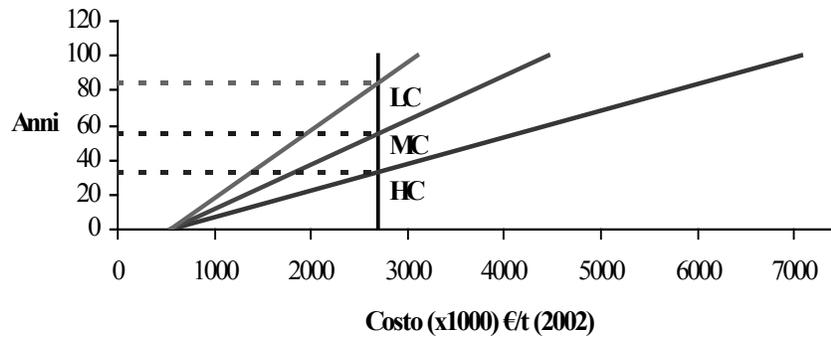


Figura 135. Tempo di recupero dell'inossidabile rispetto all'acciaio S460

8. CONSIDERAZIONI CONCLUSIVE

Da un punto di vista tecnologico, i ponti sono in vetta agli standard costruttivi richiesti ed il tempo di vita è uno dei più importanti parametri quando gli ingegneri scelgono il materiale da impiegare. Purtroppo, mentre la costruzione di ponti sta crescendo in tutto il mondo, la scelta verso l'acciaio è ridotta lentamente ma continuamente e una delle cause principali sta proprio nella resistenza alla corrosione.

Un buon modo per andare avanti e proporre soluzioni è utilizzare i ponti come piattaforma tecnologica; in tale cornice, questo progetto di ricerca fa parte di un approccio complessivo che intende promuovere l'uso dell'acciaio inossidabile duplex ai ponti.

Gli impatti previsti verso il settore dell'acciaio dai risultati da questo progetto sono chiari e molteplici:

- 1) rapporto acciaio-cemento armato: anche se questo progetto è focalizzato sull'acciaio inossidabile duplex, i dati saranno accoppiati a quelli dell'acciaio al carbonio. Con questo s'intende che sarà data enfasi a quei tipi di ponti dove è più alta la possibilità di guadagnare quote di mercato su ponti in cemento armato, e questo vale per acciaio in generale;
- 2) rapporto acciaio-manutenzione: l'uso d'acciaio inossidabile (in sostituzione di altri materiali), riduce grandemente l'ammontare delle spese di manutenzione. Questo implica che il profitto al momento garantito al monitoraggio e ai settori di manutenzione saranno ridiretti verso il settore dell'acciaio;
- 3) il costo totale: il costo di un ponte è basato principalmente sul progetto, il reperimento del materiale, la costruzione e la manutenzione. L'approvvigionamento è uno dei parametri meno economicamente importanti: specifici risultati di ricerca (per esempio in termini di ponti standard che permettono un monitoraggio più facile e manutenzione quando richiesta) sono d'alto beneficio per aumentare l'impiego dell'acciaio e per individuare nuove tipologie progettuali.

In questi ultimi anni si è assistito alla scelta dei governi di creare collegamenti stabili fra le regioni dei vari paesi e sono in aumento i progetti per la realizzazione di ponti d'acciaio a grande luce alcuni per i collegamenti nazionali (Danimarca: Storebaelt Link, Norvegia: Triangolo Collegamento, Italia: ponte sullo Stretto di Messina, Turchia, Stati Uniti: Ponti nell'Atlantico del Nord, Giappone: ponte Honshu-Shikoku, Hong Kong: ponti sospesi Tsing Ma e Tsing Lung), altri per i collegamenti multi-nazionali (Danimarca-Svezia: Oresund Link, Germania-Danimarca: Fehmern Belt).

Dove i collegamenti sono già stati portati a termine, si è assistito a un aumento rapido delle economie delle regioni interessate con un conseguente sviluppo anche edilizio.

Tuttavia a causa della cornice ambientale intrinseca, i ponti sono costantemente esaminati e mantenuti con costose misure di protezione della superficie durante la loro vita per preservarne il valore, la funzionalità e la sicurezza degli utenti, avendo riguardo che l'obiettivo di vita di servizio è in realtà ben più di 100 anni.

Il valore aggiunto economico di questa combinazione di materiali innovativi e tecnologie di costruzione può costituire quindi un grande potenziale di rilancio per l'acciaio europeo e le industrie del settore.

From a technological point of view, the bridges are in summit to the constructive standards demands and the time of life is one of the more important parameters when the engineers choose the material to employ. Unfortunately, while the construction of bridges is growing all over the world, the choice towards the steel is reduced slowly but continuously and one of the root causes is just in the resistance to the corrosion. A good way in order to go ahead and to propose solutions is to use the bridges like technological platform; in such frame, this plan of search makes part of a global approach that means to promote the use of the stainless steel Two-station communication to the bridges. The impacts previewed towards the field of the steel from turn out to you from this plan are clear and multiple: 1) relationship armed steel-concrete: even if this plan is focused on the stainless steel two-station communication, the data will be couples you to those of the carbon steel. With this agrees that the possibility will come given emphasis to those types of bridges where is higher than to earn market shares on bridges in reinforced concrete, and is worth in general terms for steel; 2) relationship steel-maintenance: the stainless steel use (in substitution of other materials), largely reduces the amount of maintenance expenses. This implies that the profit at the moment guaranteed to the monitoring and the fields of maintenance will be given towards the field of the steel; 3) the cost total: the cost of a bridge is based mainly on the plan, the finding of the material, the construction and the maintenance. Currently supplying is one of the parameters less economically important: specific it as an example turns out you of search (in terms of bridges standards that allow to a easier monitoring and demanded maintenance when) would be of high benefit in order to increase the employment of the steel and in order to characterize new design types. In the past few years it has been assisted to the choice of the governments to create stable connections between the regions of several the countries and are in increase the plans for the realization of bridges in steel to great light some for the national connections (Denmark: Storebaelt Link, Norway: Triangle Connection, Italy: bridge on the Strait of Messina, Turkey, United States: Bridges in the Atlantic of the North, Japan: bridge Honshu-Shikoku, Hong Kong: bridges suspended Tsing But and Tsing Lung), others for the multinational connections (Denmark-Sweden: Oresund Link, Germany-Denmark: Fehmern Belt). Where the connections already have been carry out to you have assisted to an increase express of the economies of the regions interested with a consequent building development also. However because of the frame acclimatizes them intrinsic, the bridges are constantly examine and maintained to you with expensive measures of protection of the surface during their life for save the value, the functionality and the emergency of the customers, having care that the objective of service life is in reality very more than 100 years. The economic added value of this combination of materials innovated to you and technologies of construction can constitute therefore a large one upgrades them of throws again for the European steel and the industries of the field.

RIFERIMENTI BIBLIOGRAFICI

BERTSEKAS D. P., Nonlinear programming, Athena Scientific, (1995).

BIGNONNET A., Caracilli, Jacob B., Mesures et interprétation des charges dynamiques dans les ponts. Troisième phase. Final Report. Institut de Recherches de la Sidérurgie Française. Laboratoire Central des Ponts et Chaussées.

BONNEFOIS B., Soullignac P., Statistical system of prediction for duplex and superduplex weld properties. Duplex stainless steel 97, 5th world conference Maastricht; 21-23/10/1997.

BRAUN H., Untersuchungen von Fahrbahnunebenheiten und Anwendung der Ergebnisse. Dissertation an der Fakultät für Maschinenbau und Elektrotechnik der Technischen Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, 1969.

BRISEGHELLA L., Maiorana E., Miazzon A., Duplex stainless steel: an alternative for structural applications, Costruzioni Metalliche n.1, ACAI Servizi, 2004.

BRULS A. (editor), Measurement and interpretation of dynamic loads in bridges - Phase 3 : Fatigue behaviour of orthotropic steel decks. Synthesis report. EUR 13378 EN, 1991, 117 pp.

BRULS A., Poleur E., Mesures et interprétation des charges dynamiques dans les ponts. Troisième phase : Résistance à la fatigue des dalles en acier des ponts-routes. Université de Liège, Institut du Génie Civil, Liège (BE). EUR 12747 FR, 1990, 93 pp.

CARAMELLI S., Croce P., Messina bridge: testing assisted deck fatigue design. IIW International Conference Proceedings. Welded constructions: achievements and perspectives for the new millennium. Florence, 13 July 2003.

CARAMELLI S., Croce P., Froli M., Sanpaolesi L., Misure ed interpretazioni dei carichi dinamici sui ponti. ECSC Project n. 7210-SA415 (F6.7/90).

CARAMELLI S., Croce P., Froli M. Sanpaolesi L., Misure e interpretazioni dei cariche dinamici sui ponti. Terza fase : Resistenza a fatica di piastre ortotrope per ponti in acciai. Rapporto finale. Università di Pisa, Istituto di Scienza delle Costruzioni (IT). EUR 13653 IT, 1991, 174 pp.

CECA n°7210 KD/316 (1986 - 1989). Comportement en fatigue des ponts métalliques application aux dalles orthotropes en acier. Rapport Final. Commission des Communautés Européennes, 1990.

COUDREUSE L., Mecozzi P., Ericsson C., Duplex stainless steel for structural applications. ECSC Project n. 7210Ma321/434/901, Final Report.

COUDREUSE L. and Charles J., Fatigue and fatigue corrosion behaviour of duplex stainless steels, Duplex stainless steel conference, Venezia, Italy, 2000.

CUNNINGHAM J.R. ,Steel bridge decks: fatigue performance of joints between longitudinal stiffeners. Report No. LR 1066, 1982.

CUNNINGHAM J.R., Fatigue classification of welded joints on orthotropic steel bridge decks. Research report 259. Transport and road research laboratory, Department of transport. ISSN 0226-5247, 1990.

CUNNINGHAM J.R., Stephens V.A., Beales C., Measurement and interpretation of dynamic loads in bridges. Phase IV: Fatigue design of orthotropic steel decks of road bridges. ECSC-agreement No 7210/SA/823. Project report PR/CE/54/95 1995.

DAVIES A.W., Griffith D.S.C., 1999, Shear strength of steel plate girders. Proc. Instn. Civ. Engrs. Structs & Bldgs. 134. Pages 147-157.

DAWES M.G., Static and Fatigue Tests on Welded Stainless Steel, British welding Research Association, Research Bulletin, 1966, Vol.6, No.12, (Data from: IIW Document XII-1768-99).

DIN Fachbericht 103 : Stahlbrücken. Normenausschuss Bau (NABau). 2. Ausgabe. Beuth Verlag, 2003.

DOWLING P.J., Harding J.E., Frieze P.A., Steel Plated Structures. An International Symposium. London, 1977.

DUBAS P., Gehri E., Behaviour and Design of Steel Plated Structure. ECCS n°44, 1986.

ECSC Project n. 7210Ma133/134/323/324, Development of nitrogen alloyed duplex stainless steel with optimised microstructure and texture, Final Report.

ECSC Project Development of the use of Stainless steel in Construction. Final Report (EUR 20030 EN 2001), 2000.

ECSC Project 7210-PR-303. Improving the fatigue performance of welded stainless steels, draft final report, June 2005.

ENV 1993-1-1. Design of steel structures. General rules. Rules for buildings.

ENV 1993-1-4. Design of steel structures. General rules. Supplementary rules for stainless steels.

ENV 1993-1-5. Design of steel structures. General rules. Supplementary rules for planar plated structures without transverse loading.

ENV 1993-2. Eurocodice 3. Design of steel structures. Part 2: Steelbridges, 2002.

GALAMBOS T.V., Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures. Fifth edition, John Wiley&Sons,Inc., 1998.

GRAESSER E., Cozzarelli F., Shape memory alloys as new materials for seismic isolation, J. Eng. Mech. ASCE 1991; 117(11): 2590-608 (1991).

GRAHAM W., Owens P., Knowles R., Steel Designers Manual. Fifth edition, Backwell Scientific Publications, 1992.

GURNEY T.R., Maddox S.J., Re-analysis of fatigue data of welded joints in steel. Welding Research Intl, 3(4), 1973. 1-54.

HARRISON J.D., Some tests on the effect of friction welded studs on fatigue. British Welding Journal 12, p. 420-423, 1965.

HOBACHER A., IIW document XIII-1965-03 / XV-1127-03. Recommendations for fatigue design of welded joints and components. February 2005.

HONEYCOMBE J., Gooch T.G., The Effects of Microcracks on the Mechanical Properties of Austenitic Stainless Steel Weld Metals. Metal Construction, 1973, Vol.5, No.4, (Data from: IIW Document XII-1768-99).

HUTCHINSON W.B., Schlippenbach U.V., Jonson J., Textures and Anisotropy in Duplex Stainless Steel SS 2377. Acom 1, 1986.

IIW, Fatigue strength of welded joints in orthotropic steel bridge decks.

JACOB, Maillard, Denappe. Traffic loads measurements in France. Laboratoire des ponts et chaussées, Paris. October, 1988.

JOHANSSON B., Olsson A., Current design practice and research on stainless steel structures in Sweden. Journal of Constructional Steel Research 54, 3-29, 2000.

JOHANSSON J., Oden M., Zeng X.H., Evolution of the residual stress state in a duplex stainless steel during loading. Acta mater 47:9, 2669-2684, 1999.

JSSC, Japanese Society Of Steel Construction. Fatigue Design Recommendations for Steel Structures, 1995.

KOLSTEIN M.H., De Back J., Measurements and interpretation of dynamic loads in bridges. Phase 3. Final Report. DELFT University of Technology, Stevin Laboratory.

KOSKIMÄKI M., Niemi E., Applications of Stainless Steels '92, 9-11 June, 1992, Stockholm, Vol. 2, p. 889.

KOSKIMÄKI M., E. Niemi. Fatigue Strength of polarit 721, 803 and 854 welded joints. Proc. Conference `Applications of Stainless Steel 1992`Stockholm, Sweden, 1993, Vol.2, (Data from: IIW Document XII-1768-99).

KOSKIMÄKI M., Kyröläinen A., The fatigue endurance of stainless steels. In: Kähönen A., Sipilä S., editors. Väsymismitoitus (Fatigue Design), VTT Symposium 137, Espoo, Finland, 1993:217-38.

LIHAVAINEN V.M., Niemi E., Viherma R., ECSC Project: Development of the use of stainless steel in construction. WP7-Fatigue. Final Report. Outokumpu, Finland, 2000.

LILJAS M., Ericsson C., Fatigue behaviour of stainless steel welds. AvestaPolarit AB, 2002.

MacGINLEY T.J., Structural Steelwork Calculations and Detailing.

MADDOX S.J., The fatigue behaviour of trapezoidal stiffener to deck plate welds in orthotropic bridge decks. TRL Report No. SR 96.

MADDOX S.J., Fatigue of welded joints loaded in bending. Supplementary report 84UC. Transport and road research laboratory, Department of the Environment. 1974.

MADDOX S., Branco C., Sonsino C., Fatigue design of welded stainless steels, ECSC Information day, Stainless steels – New products and developments, Seville, Spain. 1998.

MADDOX S.J., Branco C.M., Sosino C.M., Mantechi S., Kueppers M., Infante V. Fatigue design data for welded stainless steels. International Institute of Welding, IIW Document No. XIII-1768-99.

MAIORANA E., Miazzon A., Briseghella L., Duplex–S460: Comparison in structural employments. C.T.A. convention in Genoa 28/30 September 2003.

MAIORANA E., Miazzon A., High strength steels for launching bridges structures, 1st International conference on Super high strength steels, Rome, 2005.

McGOUGHY T., Fatigue of Stainless Steel Weldments. EWI Research Report, 1994, (Data from: IIW Document XII-1768-99).

MERZENICH G., Entwicklung eines europäischen Verkehrslastmodells für die Bemessung von Straßenbrücken. Dissertation. Lehrstuhl für Stahlbau, RWTH Aachen, 1994.

MIAZZON A., The Verrand viaduct in Courmayeur, an orthotropic deck bridge. Design, construction, assembly and launching, Costruzioni Metalliche n.1, ACAI Servizi, 2005.

MIAZZON A., Elementi di costruzione di ponti stradali e ferroviari. Parte prima: tipologie strutturali, Rassegna del CTA (Collegio dei Tecnici dell'Acciaio), Editor Emanuele Maiorana, Milano.

MIAZZON A., Large span bridges: the construction of steel plated box girders. An example: the Storebaelt East Bridge, Costruzioni Metalliche n.6, ACAI Servizi, 2004.

MORRIS L.J., Instability and Plastic Collapse of Steel Structures. Granada, 1983.

OLIVER R. und Ritter W., Wöhlerlinienkatalog für Schweißverbindungen aus Baustählen Teil 4: Längssteife. DVS Berichte 56/IV, Düsseldorf 1982.

OZDEMIR H., Nonlinear transient dynamic analysis of yielding structures, Thesis for the degree of Doctor of Philosophy, at the University of California at Berkeley, California, USA (1976).

PAVLOVIC M.N., Steel Structures. Recent Research Advances and Their Applications to Design, Elsevier, 1986.

EN 1991-2. EUROCODICE 1. Actions on structures, Part 2 : Traffic loads on bridges, 2003.

EN 1993-1-9. Eurocodice 3 : Design of Steel Structures. Part 1-9: Fatigue. European Committee of Standardisation, 2003.

RAMPIN L. e altri, Fatigue design in steel bridges. CTA convention in Genoa 28/30 September 2003.

RAMPIN L., Miazon A. and others, Fatigue design in steel bridges, XIX Congres CTA, Genua, 2003.

REAL, Estrada, Mirambell, 2003, Experimental and numerical investigation on shear response of stainless steel plate girders. International Experts Seminar of Stainless Steel in Structures held at the Steel Construction Institute, Ascot.

REAL, 2001, Aportaciones el estudio del comportamiento a flexión de estructuras de acero inoxidable. D.Th. UPC.

RIKS E., An incremental approach to the solution of snapping and buckling problems, Int. J. Solids Struct., 15, 529-551 (1979).

ROCKEY K.C., Evans H.R., The Design of Steel Bridges, Cardiff, 1980.

ROSHARDT W., Einfluß des Aufschweißens von Bolzen auf das Grundmaterial. Schweizer Bauzeitung 84. Jahrgang Heft 51, S. 906-908, Dezember 1966.

SEDLACEK G., Hobbacher A., Nussbaumer A., Stötzel J., 1st Draft of the Background Document EN 1993-1-9. unpublished.

SILBERSCHMIDT V.V., Werner E., Analysis of thermal residual stresses in duplex-type materials. Computational Materials Science 16, 39-52, 1999.

THONNARD J., Janns J., Comportement en fatigue des dalles orthotropes avec raidisseurs trapézoïdaux. CRIF : Section Métallique, MT 161, August 1985.

UNOSSON E., Olsson A., 2003, Stainless steel girders. Resistance to concentrated loads and shear. International Experts Seminar of Stainless Steel in Structures held at the Steel Construction Institute, Ascot.

Van Den BERG, 2000, The effect of the non-linear stress-strain behaviour of stainless steels in member capacity. Journal of Constructional Steel Research 54, 2000, 135-160.

VIROLA J., The leading 17 long-span suspension bridges in the world, Costruzioni Metalliche n.3, ACAI Servizi, 2000.

WELZ W., Dietrich G., Dauerfestigkeit von Konstruktionen mit aufgeschweißten Bolzen. Schweißen und Schneiden 33, Nr. 2, S. 63-66, 1981.

YAJIMA H., Corrosion Resistance and fatigue Strength of Stainless Steels for Chemical Tankers. Mitsubishi Heavy Industrial Technical Review, 1988, Vol.25, No.3 (Data from: IIW Document XII-1768-99).

YAMADA K., Kondo A., Aoki H., Kikuchi Y. Fatigue strength of field-welded rib joints of orthotropic steel decks. IIW doc. XIII-1282-88, Department of Civil Engineering, Nogoya University, Nogoya, 1998.

PUBBLICAZIONI PRODOTTE NEL TRIENNIO

International Journals

1. Gori R., MAIORANA E., Linear buckling of plates with different shapes longitudinal stiffeners in optimal position, Journal of Constructional Steel Research (accepted with revision).
2. MAIORANA E., Elastic critical load for patch load and bending moment in unstiffened plate, Engineering Structures (under review).

International Conferences

3. Briseghella L., MAIORANA E., Miazzon A., Web buckling, patch loading and launching bridges, Steelbridge2004, OTUA, 14 pp., Millau, 2004.
4. MAIORANA E., Miazzon A., High strength steel for launching bridges structures, Keynote in Super high strength steel, AIM-CSM, 12 pp., Rome, 2005.
5. Briseghella L., MAIORANA E., Miazzon A., Comparisons and evaluations among international codes on bolted connections, Footbridge2005, IUAV-OTUA, 8 pp., Venice, 2005.
6. Briseghella L., MAIORANA E., Miazzon A., The bolted connections according to the recent normative draft, Footbridge2005, IUAV-OTUA, 8 pp., Venice, 2005.
7. MAIORANA E., Miazzon A., Steel bridge launching and safety against patch loading, IABMAS'06, 8 pp., Oporto, 2006.
8. Fattorini F., MAIORANA E., Zilli G., Application of duplex stainless steel for welded bridge construction in aggressive environment, Duplex 2007 International Conference & Expo, Grado, 2007 (in preparation).
9. Fanica A., MAIORANA E., Peultier J., UNS S32205 for bridge construction: an experience of application, Duplex 2007 International Conference & Expo, Grado, 2007 (in preparation).

-
10. Hechler O., Feldmann M., Rauert T., MAIORANA E., Maquoi R., Zilli G., Fatigue of welded details made of duplex stainless steel, Duplex 2007 International Conference & Expo, Grado, 2007 (in preparation).

Internation Research Projects

11. Fattorini F., Zilli G., MAIORANA E., Miazzon A., Peultier J., Fanica A., Stangenberg H., Hechler O., Maquoi R., Application of duplex stainless steel for welded bridge construction in aggressive environment (Bridgeplex) Rfs-Cr-04040, Tech.rep.1-2-3., Research Programme of the Research Fund for Coal and Steel. Technical Group TGS 8.

National Journals

12. Briseghella L., MAIORANA E., Miazzon A., Duplex stainless steel: an alternative for structural applications, Costruzioni Metalliche, n.1, ACAI Servizi, pp.51-61, Milano, 2004.
13. Buzzichelli G., MAIORANA E., Scasso M., The austeno-ferritic stainless steels: considerations in the bridges construction, Rivista Italiana della Saldatura, n.4, IIS, pp.459-470, Genua, 2004.
14. MAIORANA E., Shear Lag in orthotropic deck bridges, normatives and numerical analysis, Costruzioni Metalliche, n.5, pp.51-61, ACAI Servizi, Milano, 2005.
15. MAIORANA E., The bolted joints in the steelbridge: normatives, comparisons, and applicative examples, Costruzioni Metalliche (accepted)

National Conferences

16. Briseghella B., MAIORANA E., Miazzon A., Plate stability under patch loading, XIX Congress of CTA (Association of Italian Steel Technicians), pp.115-128, Genua, 2003.
17. Briseghella L., MAIORANA E., Miazzon A., Duplex-S460: comparisons in structural applications, XIX Congress of CTA (Italian Steel Technicians Association), pp.95-113, Genua, 2003.

-
18. Gori R., MAIORANA E., Optimal position of longitudinal stiffeners, XX Congress of CTA (Association of Italian Steel Technicians), 8 pp., Ischia, 2005.
 19. Briseghella L., MAIORANA E., Miazzon A., Applications of the fracture mechanic in the bridges design, XX Congress of CTA (Association of Italian Steel Technicians), 8 pp., Ischia, 2005.
 20. MAIORANA E., Miazzon A., Launching bridges problems. Part I: plate stability, XX Congress of CTA (Association of Italian Steel Technicians), 8 pp., Ischia, 2005.
 21. MAIORANA E., Miazzon A., Launching bridges problems. Part I: applicative examples, XX Congress of CTA (Association of Italian Steel Technicians), 8 pp., Ischia, 2005.
 22. MAIORANA E., Miazzon A., Rampin L., The Pieruccia, Valpiana and Sorgente viaducts in Mercatello sul Metauro, XX Congress of CTA (Association of Italian Steel Technicians), 8 pp., Ischia, 2005.
 23. Briseghella L., MAIORANA E., Effects of imperfections in the plate strength, GIMC2006 (Italian Group of Computational Mechanics), Bologna, 2006.