

POLITECNICO DI MILANO

Facoltà di Ingegneria Industriale

Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Meccanica



Applicazione dei criteri di progetto a fatica a componenti
pallinati e verifica sperimentale

Relatore: Prof. Mario Guagliano

Co-relatore: Ing. Sara Bagherifard

Tesi di Laurea di:

Matteo Diani - Matr. 749475

Anno Accademico 2010 -2011

Ringraziamenti

Il più sentito ringraziamento va ai miei genitori: senza la loro fiducia, senza il loro sostegno umano e ... anche economico non sarebbe stato possibile tagliare questo prestigioso traguardo.

Un grazie sincero anche al prof. Guagliano e a Sara per la professionalità e la disponibilità mostrate.

A Giorgio

Indice Generale

Sommario

Indice delle figure	IX
Indice delle tabelle.....	XI
Sommario.....	XV
Abstract.....	XVI
Introduzione	XVII
1 Shot peening: stato dell'arte	1
1.1 Curve di intensità e di saturazione con il metodo di Almen.....	2
1.1.1 Almen test strip	3
1.1.2 Comparatore di Almen	4
1.1.3 Attrezzatura di fissaggio	4
1.1.4 Curve di saturazione	5
1.1.5 Fattori che influenzano l'intensità.....	6
1.2 Copertura	6
1.3 Un quadro generale dei materiali e delle tecniche di schermatura	11
1.4 Preparazione e documentazione per lo shot peening.....	12
1.5 Peening Media	14
1.5.1 Conditioned cut wire shot	15
1.5.2 Cast steel shot.....	16
1.5.3 Ceramic media	18
1.6 Air peening machines.....	19
1.6.1 Sistema di alimentazione.....	19
1.6.2 Regolatori di portata.....	21
1.7 Centrifugal wheel peening machines.....	23

1.8	Problemi che si presentano nel processo di peening.....	25
1.9	Ottimizzazione dello shot peening per applicazioni critiche a fatica..	27
1.10	Flap (flapper) peening.....	29
1.11	Peen forming.....	31
1.12	Analisi degli sforzi residui tramite diffrazione ai raggi X e caratterizzazione quantitativa del processo di peening	34
1.13	Laser shock processing	37
2	Metodi di verifica a fatica e applicazione a componenti pallinati	41
2.1	Metodi basati sull'approccio della meccanica della frattura e metodi empirici basati sul calcolo di ΔK_{th}	42
2.2	Metodo della distanza critica	45
2.3	Metodi locali secondo Eichlseder.....	48
2.4	Metodo FKM.....	51
2.4.1	FKM: calcolo del limite di fatica attraverso l'approccio degli sforzi nominali.....	51
2.4.2	FKM: calcolo del limite di fatica attraverso lo sforzo locale	64
3	Applicazione dei criteri di verifica a provini pallinati soggetti a flessione rotante.....	73
3.1	Valori sperimentali flessione rotante	73
3.2	Applicazione metodo di Eichlseder rivisto secondo Olmi et al.	83
3.2.1	Osservazioni relative all'applicazione del metodo di Eichlseder secondo Olmi et al. in flessione rotante	90
3.3	Applicazione metodo di Eichlseder proposta.....	91
3.3.1	Osservazioni relative all'applicazione del metodo di Eichlseder proposta	94
3.4	Applicazione metodo FKM	95
3.4.1	Applicazione metodo FKM secondo l'approccio degli sforzi nominali	95

3.4.2	Applicazione metodo FKM secondo l'approccio degli sforzi locali	96
3.4.3	Osservazioni relative all'applicazione del metodo FKM.....	97
3.5	Applicazione metodo di Taylor rivisto secondo Benedetti et al.	98
3.5.1	Osservazioni relative all'applicazione del metodo di Taylor rivisto secondo Benedetti et al.....	104
3.6	Applicazione metodo di Taylor proposta.....	104
3.6.1	Osservazioni relative all'applicazione del metodo di Taylor proposta	105
3.7	Applicazione metodo meccanica della frattura	106
4	Applicazione dei criteri di verifica a provini pallinati soggetti a fatica assiale	107
4.1	Valori sperimentali fatica assiale	107
4.2	Prove di trazione statiche	115
4.3	Campagna sperimentale a flessione rotante	118
4.4	Applicazione metodo di Eichlseder.....	125
4.4.1	Osservazioni relative all'applicazione del metodo di Eichlseder	129
4.5	Applicazione metodo FKM	129
4.5.1	Applicazione metodo FKM secondo l'approccio degli sforzi nominali	129
4.5.2	Applicazione metodo FKM secondo l'approccio degli sforzi locali	131
4.5.3	Osservazioni relative all'applicazione del metodo FKM.....	132
4.6	Applicazione metodo di Taylor rivisto secondo Benedetti et al.	132
4.6.1	Osservazioni relative all'applicazione del metodo di Taylor rivisto secondo Benedetti et al.....	137
4.7	Applicazione metodo di Taylor proposta.....	138

4.7.1	Osservazioni relative all'applicazione del metodo di Taylor proposta	139
4.8	Applicazione metodo meccanica della frattura	139
4.8.1	Osservazioni relative all'applicazione del metodo di Lazzarin et al.	148
5	Discussione critica e conclusioni	151
6	Appendice	159
6.1	Programma Matlab per l'implementazione del criterio di Eichseder in flessione rotante secondo Olmi et al.	159
6.2	Programma Matlab per l'implementazione del criterio di Eichseder in flessione rotante modificato	162
6.3	Costruzione per interpolazione del diagramma di Haigh.....	164
6.4	Applicazione FKM in flessione rotante, approccio sforzi nominali ...	165
6.4.1	Componente liscio.....	165
6.4.2	Componente intagliato	166
6.5	Applicazione FKM in flessione rotante, approccio sforzi locali.....	167
6.6	Programma Matlab per l'implementazione del criterio di Taylor in flessione rotante	168
6.7	Programma Matlab per l'implementazione del criterio di Eichseder in fatica assiale provini serie A95.....	170
6.8	Programma Matlab per l'implementazione del criterio di Eichseder in fatica assiale provini serie B125	172
6.9	Applicazione metodo FKM in fatica assiale, approccio sforzi nominali	174
6.9.1	Provini serie A95	174
6.9.2	Provini serie B125.....	175
6.10	Applicazione metodo FKM in fatica assiale, approccio sforzi locali	176
6.10.1	Provini serie A95	176

6.10.2	Provini serie B125	177
6.11	Programma Matlab per l'implementazione del criterio di Taylor in fatica assiale provini serie A95	178
6.12	Programma Matlab per l'implementazione del criterio di Taylor in fatica assiale provini serie B125	181
7	Lista degli acronimi	183
8	Bibliografia	187

Indice delle figure

Figura 1.1-Shot Peening	2
Figura 1.2-Almen test strip e Almen gage.....	4
Figura 1.3-Air peening machine, esempio di peening su una girante	19
Figura 1.4-Sistema a pressione diretta [1]	20
Figura 1.5-Sistema a doppia pressione [1].....	21
Figura 1.6-Ugello piano	22
Figura 1.7-Ugello regolabile [1].....	23
Figura 1.8-Centrifugal peening machine.....	25
Figura 1.9-Flap.....	30
Figura 1.10-Esempio di flap peening.....	31
Figura 1.11-Laser peening	38
Figura 2.1-Diagramma di Kitigawa e Takashi per l'acciaio QT S45C con cricca pari a 0,17 mm [13]	47
Figura 3.1-Geometria provino liscio flessione rotante	74
Figura 3.2-Geometria provino intagliato flessione rotante	74
Figura 3.3-Diffrattometro a raggi X.....	78
Figura 3.4-Profilo sforzo residuo a 0°	78
Figura 3.5-Profilo sforzo residuo a 90°	79
Figura 3.6-Esempio di picco di diffrazione	81
Figura 3.7-Mesh provino intagliato.....	84
Figura 3.8-Mesh componente intagliato con sforzo applicato	85
Figura 3.9-Dettaglio mesh componente intagliato	85
Figura 3.10-Coefficiente b_2 in funzione del carico di rottura [25]	89
Figura 3.11-Diagramma di Haigh approssimato e reale (tratteggiato).....	92
Figura 3.12-Diagramma di Haigh sperimentale	93
Figura 3.13-Diagramma di Haigh, approssimazione di Morrow	101
Figura 3.14-Sforzo normalizzato all'apice dell'intaglio in funzione della profondità x, flessione rotante	101
Figura 4.1-Geometria provini fatica assiale	107
Figura 4.2-Profilo sforzo residuo a 0° provini A95	109
Figura 4.3-Profilo sforzo residuo a 90° provini A95	109
Figura 4.4-Profilo sforzo residuo a 0° provini B125	110

Figura 4.5-Profilo sforzo residuo a 90° B125	110
Figura 4.6-Geometria provini per la caratterizzazione del materiale	115
Figura 4.7-Macchina assiale di prova	116
Figura 4.8-Prova di trazione provino A95: diagramma sforzo - deformazione	117
Figura 4.9-Prova di trazione provino B125: diagramma sforzo - deformazione	117
Figura 4.10-Geometria provini A95 e B125 per flessione rotante	118
Figura 4.11-Test a flessione rotante con macchina Italsigma	119
Figura 4.12-Mesh provini A95 e B125	126
Figura 4.13-Dettaglio mesh provini A95 e B125 all'apice dell'intaglio.....	126
Figura 4.14-Diagramma di Haigh con approssimazione di Morrow.....	128
Figura 4.15-Sforzo normalizzato all'apice dell'intaglio in funzione della profondità x, fatica assiale.....	135
Figura 4.16-Geometria provini fatica assiale.....	140
Figura 4.17-Geometria piastra per il calcolo del coefficiente geometrico α_y ..	141
Figura 4.18-Mesh piastra	142
Figura 4.19-Dettaglio mesh piastra	142
Figura 4.20-Sistema di carico e di vincolo sulla piastra	142
Figura 4.21-Calcolo K_I per la prima cricca.....	143
Figura 4.22-Calcolo K_I per la seconda cricca.....	143
Figura 4.23-Piastra con cricca centrale.....	144
Figura 4.24-Calcolo del K_I per piastra, apice di cricca 1.....	144
Figura 4.25-Calcolo del K_I per piastra, apice di cricca 2.....	145
Figura 4.26-Diagramma di Haigh con approssimazione di Morrow.....	146

Indice delle tabelle

Tabella 2.1-Gradiente in funzione del tipo di intaglio [18]	55
Tabella 3.1-Composizione chimica SAE4340.....	73
Tabella 3.2-Rugosità provino non trattato.....	75
Tabella 3.3-Rugosità provino pallinato 10-12N	76
Tabella 3.4-Rugosità provino pallinato 4-6A.....	76
Tabella 3.5-Rugosità provino pallinato 10-12A.....	77
Tabella 3.6-Sforzo residuo rilassato a 0° per provino trattato con intensità 10-12N	79
Tabella 3.7-Sforzo residuo rilassato a 0° per provino trattato con intensità 4-6A	80
Tabella 3.8-Sforzo residuo rilassato a 90° per provino trattato con intensità 4-6A	80
Tabella 3.9-Sforzo residuo rilassato a 0° per provino trattato con intensità 10-12A	80
Tabella 3.10-Sforzo residuo rilassato a 90° per provino trattato con intensità 10-12A	81
Tabella 3.11-FWHM.....	82
Tabella 3.12-Limite di fatica dei provini rilevato sperimentalmente.....	82
Tabella 3.13-Proprietà meccaniche SAE 4340 [22]	83
Tabella 3.14-Profilo di sforzo ricavato dal modello FEM con applicazione del carico esterno in funzione della profondità x	86
Tabella 3.15-Limite di fatica secondo Eichlseder versione Olmi et al. ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente	88
Tabella 3.16-Coefficiente b_2	89
Tabella 3.17-Limite di fatica secondo Eichlseder versione Olmi et al. modificata ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente	89
Tabella 3.18-Limite di fatica calcolato secondo Eichlseder ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente.....	93
Tabella 3.19-Limite di fatica calcolato secondo Eichlseder corretto ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente	94

Tabella 3.20-Limite di fatica calcolato secondo FKM, approccio sforzo nominale, componente liscio ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente	95
Tabella 3.21-Limite di fatica calcolato secondo FKM, approccio sforzo nominale, componente intagliato ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente	96
Tabella 3.22- Limite di fatica calcolato secondo FKM, approccio sforzo locale ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente.....	97
Tabella 3.23-Sforzo normalizzato all'apice dell'intaglio in funzione della profondità x, flessione rotante	102
Tabella 3.24-Limite di fatica flessionale calcolato secondo Benedetti et al. ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente.....	103
Tabella 3.25-Limite di fatica flessionale calcolato secondo Benedetti et al. corretto ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente ...	103
Tabella 3.26-Limite di fatica secondo Taylor LM monoassiale ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente.....	105
Tabella 3.27- Limite di fatica secondo Taylor LM monoassiale corretto ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente.....	105
Tabella 4.1-Profilo di rugosità provini A95	108
Tabella 4.2-Profilo di rugosità provini B125	108
Tabella 4.3-Sforzo residuo a 0° per i provini A95, intensità 8-10N e grado di copertura 400%	111
Tabella 4.4-Sforzo residuo a 90° per i provini A95, intensità 8-10N e grado di copertura 400%	111
Tabella 4.5-Sforzo residuo a 0° per i provini A95, intensità 12-14N e grado di copertura 100%	111
Tabella 4.6-Sforzo residuo a 90° per i provini A95, intensità 12-14N e grado di copertura 100%	112
Tabella 4.7-Sforzo residuo a 0° per i provini A95, intensità 8-10A e grado di copertura 100%	112
Tabella 4.8-Sforzo residuo a 90° per i provini A95, intensità 8-10A e grado di copertura 100%	112
Tabella 4.9-Sforzo residuo a 0° per i provini B125, intensità 8A e grado di copertura 100%	113

Tabella 4.10-Sforzo residuo a 90° per i provini B125, intensità 8A e grado di copertura 100%.....	113
Tabella 4.11-FWHM A95	113
Tabella 4.12-FWHM B125	114
Tabella 4.13-Limite di fatica A95.....	114
Tabella 4.14-Limite di fatica B125.....	114
4.15-Proprietà statiche del materiale	116
Tabella 4.16- Stair-case provini A95, flessione rotante	120
Tabella 4.17- Stair-case provini B125, flessione rotante	121
Tabella 4.18-Costante K per metodo di Dixon [31].....	122
Tabella 4.19-Costanti A e C per l'applicazione del metodo di Dixon [31].....	123
Tabella 4.20-Limite di fatica a flessione rotante per i provini della serie A95.	123
Tabella 4.21-Limite di fatica a flessione rotante per i provini della serie B125	124
Tabella 4.22-Coefficiente b_2 per i provini della serie A95.....	124
Tabella 4.23-Coefficiente b_2 per i provini della serie B125.....	124
Tabella 4.24- Coefficiente b_2 per i provini testati a flessione rotante	125
Tabella 4.25-Limite di fatica assiale secondo Eichlseder, provini A95 ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente	127
Tabella 4.26-Limite di fatica assiale secondo Eichlseder, provini B125 ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente	127
Tabella 4.27- Limite di fatica assiale secondo Eichlseder corretto, provini A95 ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente	128
Tabella 4.28-Limite di fatica assiale secondo Eichlseder corretto, provini B125 ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente	129
Tabella 4.29-Limite di fatica assiale FKM approccio sforzi nominali, provini A95 ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente	130
Tabella 4.30-Limite di fatica assiale FKM approccio sforzi nominali, provini B125 ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente	130
Tabella 4.31-Limite di fatica assiale FKM approccio sforzi locali, provini A95 ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente	131
Tabella 4.32-Limite di fatica assiale FKM approccio sforzi locali, provini B125 ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente	131
Tabella 4.33-Sforzo normalizzato all'apice dell'intaglio in funzione della profondità, fatica assiale	135

Tabella 4.34-Limite di fatica assiale calcolato secondo Benedetti et al. ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente, provini A95	136
Tabella 4.35-Limite di fatica assiale calcolato secondo Benedetti et al. corretto ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente, provini A95	136
Tabella 4.36-Limite di fatica assiale calcolato secondo Benedetti et al. ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente, provini B125	137
Tabella 4.37- Limite di fatica assiale calcolato secondo Benedetti et al. corretto ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente, provini B125	137
Tabella 4.38-Limite di fatica secondo Taylor LM monoassiale, provini A95 ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente.....	138
Tabella 4.39-Limite di fatica secondo Taylor LM monoassiale, provini B125 ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente.....	138
Tabella 4.40-Limite di fatica secondo Taylor LM monoassiale corretto, provini A95 ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente	138
Tabella 4.41-Limite di fatica secondo Taylor LM monoassiale corretto, provini B125 ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente	139
Tabella 4.42-Coefficienti β e γ in funzione dell'angolo di apertura dell'intaglio [5].....	141
Tabella 4.43-Limite di fatica provini A95 secondo l'approccio definito da Lazzarin et al.	146
Tabella 4.44-Limite di fatica provini A95 secondo l'approccio definito da Lazzarin et al. corretto	147
Tabella 4.45-Limite di fatica provini B125 secondo l'approccio definito da Lazzarin et al.	148
Tabella 4.46- Limite di fatica provini B125 secondo l'approccio definito da Lazzarin et al. corretto	148
Tabella 5.1-Limite di fatica provini a flessione rotante	155
Tabella 5.2-Limite di fatica provini A95	156
Tabella 5.3-Limite di fatica provini B125	158

Sommario

La pallinatura (shot peening) è un trattamento superficiale utilizzato solitamente per incrementare il limite di fatica di componenti sottoposti a carichi ciclici. Viene eseguita scagliando sulla superficie del componente da trattare un flusso di pallini di materiale metallico o ceramico. Si ottiene la formazione sul componente di uno sforzo residuo di compressione e si assiste inoltre ad un fenomeno di incrudimento superficiale. A fianco di questi due fattori positivi che, come noto, comportano un incremento del limite di fatica, si assiste anche ad un peggioramento delle condizioni di finitura superficiale. Proprio per questo motivo i parametri di processo (materiale, diametro, forma e velocità dei pallini) devono essere opportunamente scelti. Lo shot peening viene tipicamente realizzato su componenti che presentano un effetto di intaglio, in quanto la deformazione plastica che si genera all'apice dell'intaglio, con relativo sforzo di compressione residuo, fa diminuire in misura considerevole il livello di formazione e propagazione delle cricche a fatica.

A oggi non esiste in letteratura un criterio che venga universalmente riconosciuto ed utilizzato per la previsione del limite di fatica di componenti trattati attraverso lo shot peening; ciò è dovuto alla complessa natura del fenomeno e alla variabilità dei parametri di processo. L'obiettivo che si propone la tesi è quello di effettuare un confronto critico fra i vari metodi che sono stati utilizzati a livello accademico per il calcolo del limite di fatica di componenti pallinati. Dapprima viene eseguito un confronto teorico, dopo il quale si procede ad un confronto numerico: i criteri di progetto a fatica sono stati applicati ai provini di due campagne sperimentali (una a flessione rotante e l'altra a fatica assiale) in modo tale da verificare numericamente il livello di accuratezza di ciascuno dei metodi. Nel confronto numerico sono emersi i limiti di applicabilità dei criteri di progetto e sono state applicate, ove possibile, opportune correzioni per una più corretta implementazione e una migliore fit dei risultati osservati sperimentalmente.

Parole chiave: shot peening, effetto di intaglio, fatica, meccanica della frattura, sforzo residuo

Abstract

Shot peening is a surface treatment usually used to increase the fatigue strength of components subjected to cyclic loading. A shot stream of small particles is thrown against the surface of the component to be processed. These media can be of two different nature: metallics or ceramics; it depends on the component to be processed. The shot stream causes the formation of a superficial compressive layer and it is responsible of surface hardening. These two factors have been long recognized to have beneficial effect on the fatigue strength of a component. But we have a detrimental effect too, which is the increase of surface roughness; so in order to give the best results, the process parameters (material, velocity, shape and size of the shots) have to be correctly chosen.

Normally shot peening is done on notched part, that's because the strain high gradient just under the notch results in considerable decrease in the stress level, and the compressive layer decreases the crack growth rate.

In literature we can't find yet a criteria for the prediction of the fatigue limit of shot peened parts which is universally accepted, this depends on the compressive and not deterministic nature of the phenomenon. So the target of the work is to make a comparison between the methods for the prediction of the fatigue limit of shot peened components which have been proposed in academic's world. First of all it is made a theoretical comparison between the criteria and then it is made a numerical comparison: the criteria are applied to two different experimental campaigns (rotating bending and axial fatigue), in order to check which of the methods is able to give the best fit of the experimental results. The comparison lights the limits of the methods and the field in which they can be successfully applied; where possible it has been introduced appropriate corrections in order to have a better agreement with the experimental results.

Keywords: shot peening, notch effect, fatigue, fracture mechanics, residual stress

Introduzione

Lo shot peening, insieme alla rullatura, è uno dei trattamenti superficiali che sono più adottati per componenti meccanici soggetti a fatica o a stress corrosion cracking. I benefici che derivano dallo shot peening sono collegati principalmente allo sforzo residuo di compressione che il trattamento genera sul componente. Infatti, come noto, in presenza di uno sforzo residuo di compressione, la formazione e la crescita delle cricche è fortemente ostacolata. Un altro effetto positivo che lo shot peening comporta è l'incrudimento della superficie trattata, mentre un effetto negativo è dato dall'incremento di rugosità superficiale. Data la complessa natura del fenomeno si ha una notevole difficoltà a trovare un modello teorico per la previsione del limite di fatica di componenti pallinati che sia universalmente accettato e che sia sufficientemente robusto al variare delle condizioni al contorno. La maggior parte dei metodi per la previsione del limite di fatica di componenti pallinati nasce per la previsione del limite di fatica di componenti intagliati e attraverso opportune correzioni, alcune proposte nella tesi, è stato possibile estendere il loro ambito di applicazione allo shot peening. Infatti si ha che lo shot peening è molto più redditizio su componenti che presentano un effetto di intaglio in quanto la deformazione plastica residua in corrispondenza dell'effetto di intaglio causa una diminuzione notevole del livello di sforzo. I metodi proposti in letteratura seguono quattro diverse strade: 1) metodi basati sull'approccio della meccanica della frattura, 2) metodi basati sulla distanza critica, 3) metodi basati sul calcolo del gradiente superficiale, 4) metodo FKM.

L'obiettivo della tesi è dunque quello di effettuare un confronto teorico e numerico, avvalorato da dati sperimentali, fra i vari metodi proposti in letteratura, in modo tale da determinare quale è in grado di fornire i migliori risultati in termini di previsione del limite di fatica al variare della geometria del provino e del carico applicato.

Nel primo capitolo della tesi viene definito lo stato dell'arte della pallinatura e vengono descritti i parametri di processo e di influenza del fenomeno. Si definisce per prima cosa il metodo di Almen, utilizzato per definire l'intensità di peening e si definisce quindi cosa si intende per curva di saturazione e grado di

copertura. Vengono quindi passati in rassegna tutti i tipi di shots e di macchine che sono tipicamente impiegati per la realizzazione del processo e viene inoltre descritto il metodo XRD per la determinazione dello sforzo residuo di compressione.

Sono dunque illustrate le tecniche del peen forming e del laser peening, due particolari applicazioni della pallinatura, utilizzate rispettivamente per la pallinatura di componenti che presentano cavità e per le pale delle turbine aeronautiche.

Nel secondo capitolo della tesi sono descritti e confrontati a livello teorico i metodi che sono stati proposti in letteratura per la previsione del limite di fatica di componenti pallinati. Come sopracitato essi si distinguono in quattro categorie. Per quanto riguarda i metodi basati sull'approccio della meccanica della frattura si distinguono essenzialmente in due gruppi: metodi che seguono l'approccio di Murakami e metodi che seguono l'approccio definito da Lazzarin. I primi sono applicabili a geometrie che presentano piccoli difetti o inclusioni (al massimo di 1 mm), mentre i secondi sono applicabili a geometrie che presentano un effetto di intaglio a U o a V più acuto. L'idea alla base di entrambi i metodi è quella di assimilare l'effetto di intaglio a quello di una cricca equivalente.

Il metodo della distanza critica si basa invece sull'assunzione che un componente raggiunge il proprio limite di fatica quando a una certa distanza dall'apice dell'intaglio viene uguagliato il limite di fatica del materiale. Tale distanza dipende dal limite di fatica del materiale e dal valore soglia dello stress intensity range e può essere considerata una proprietà del materiale. Per la sua corretta applicazione il metodo della distanza critica richiede la determinazione della distribuzione dello stato di sforzo all'interno del componente; tipicamente ciò viene realizzato attraverso un'analisi lineare elastica agli elementi finiti.

I metodi basati sul gradiente superficiale sono stati introdotti da Eichlseder e si basano sull'assunzione che il limite di fatica di un componente sia ottenibile come interpolazione del gradiente tra due valori che corrispondono al limite di fatica assiale e al limite di fatica a flessione rotante. Anch'essi richiedono il calcolo della distribuzione dello stato di sforzo all'interno del componente con un'analisi lineare elastica agli elementi finiti.

Infine l'ultimo metodo che viene considerato è quello proposto dall'FKM, una guida di progettazione tedesca. Tale metodo si applica in modo molto schematico e richiede la definizione di pochi parametri, quali il carico di rottura del materiale, il coefficiente di rugosità media e un indice di incrudimento legato all'intensità di peening. Può essere applicato sia sulla base degli sforzi nominali, sia sulla base degli sforzi locali definiti attraverso il metodo degli elementi finiti.

Nel terzo e nel quarto capitolo vengono applicati i quattro criteri sopracitati ai dati ottenuti da due diverse campagne sperimentali realizzate al Politecnico: una a flessione rotante ed una a fatica assiale.

Nell'implementazione dei criteri sono state introdotte alcune modifiche, come l'introduzione di alcuni coefficienti per considerare il fenomeno di incrudimento e di incremento di rugosità superficiale legati all'operazione di shot peening.

Per quanto riguarda invece lo sforzo residuo di compressione, che è l'elemento maggiormente responsabile dell'incremento del limite di fatica è stato introdotto, laddove non previsto direttamente dal criterio, attraverso diagramma di Haigh, oppure attraverso l'implementazione del criterio a fatica multiassiale di Sines.

Dal momento che, per la loro applicazione, i metodi di Eichlseder e quello della distanza critica richiedono il limite di fatica del materiale e per le due serie di provini testati a fatica assiale tale dato non era disponibile, è stata realizzata una campagna sperimentale a flessione rotante per ottenere un dato di input più preciso rispetto a quello disponibile in letteratura, che definisce il limite di fatica come una frazione del carico di rottura.

Dopo aver implementato i metodi proposti, sono stati messi in luce pregi e limiti di applicabilità di ciascuno di essi. Nel quinto capitolo sono presentate e discusse criticamente le conclusioni; quindi viene mostrata quella che sembra essere la strada più convincente da intraprendere per il calcolo del limite di fatica di componenti che sono stati sottoposti a shot peening.

1 Shot peening: stato dell'arte

Lo shot peening (o pallinatura) è un trattamento superficiale che ha come obiettivo quello di incrementare la resistenza meccanica di componenti che vengono sottoposti a carichi ciclici, usura e corrosione sotto sforzo (stress corrosion cracking).

Il trattamento consiste nel lanciare contro la superficie del componente meccanico che si desidera trattare, un flusso (shot stream) di pallini di materiale metallico o ceramico (Figura 1.1). Tale flusso causa la plasticizzazione superficiale del componente e genera uno sforzo residuo di compressione; si assiste inoltre ad un fenomeno di incrudimento superficiale. Di fronte a tali vantaggi che corrispondono ad un incremento del limite di fatica, si assiste però anche un peggioramento dello stato di finitura superficiale del componente meccanico. Lo spessore dello strato trattato è di circa qualche decimo di millimetro. I benefici maggiori si riescono ad ottenere, a patto di una corretta scelta dei parametri di peening (velocità, materiale, massa dei pallini ...), su acciai ad alta resistenza, dal momento che lo strato di compressione risulta essere più stabile [1].

Il terreno più fertile per le applicazioni dello shot peening sono principalmente l'industria automotive e quella aerospaziale, dove maggiori sono le necessità di ottenere elevate prestazioni, cercando al contempo di alleggerire i componenti.

Le macchine che realizzano la pallinatura sfruttano come mezzo o l'aria compressa oppure delle ruote centrifughe per lanciare gli shot contro il componente meccanico da trattare.

Henry Fuchs e John Almen sono stati i primi ad introdurre uno strumento realizzabile e disponibile a basso costo per duplicare le specifiche di un trattamento di shot peening.

Il metodo definito come Almen strip, benché abbia alcuni limiti, è probabilmente il metodo che viene maggiormente applicato. I limiti risiedono nel fatto che non prevede una misura degli sforzi residui e non valuta il cambiamento della microstruttura o dei sottostrati [1].



Figura 1.1-Shot Peening

1.1 Curve di intensità e di saturazione con il metodo di Almen

La determinazione dell'energia associata al flusso di pallini è uno dei mezzi più importanti per assicurarsi la ripetibilità di processo in un'applicazione di shot peening.

Uno dei metodi che vengono utilizzati per identificare l'energia del flusso di pallini è quello di Almen; tale metodo si basa sulla misura dell'energia cinetica trasferita da un flusso di pallini [1].

Le specifiche degli shot peener e dello shot peening sono legati all'energia come intensità di saturazione. La misura dell'intensità di saturazione fa riferimento all'osservazione degli effetti lasciati sui test strips, ovvero sia delle strisce che vengono investite dal flusso di pallini e di cui viene valutata l'inflessione come misura dello sforzo residuo di compressione.

Sebbene il metodo di Almen non quantifichi l'energia cinetica totale che viene trasferita, è comunque universalmente accettato ed utilizzato a livello ingegneristico.

Tale metodo prevede l'utilizzo dei seguenti elementi al fine di determinare l'intensità dello shot peening [1]:

- Almen test strip;
- Comparatore di Almen;
- Attrezzatura di fissaggio.

Il test strip ed il comparatore necessario per misurare l'inflessione della strip sono stati standardizzati in modo da ottenere degli standard uniformi di comparazione.

1.1.1 Almen test strip

Esistono 3 tipi di Almen test strip che possono essere utilizzati:

- Tipo N: spessore: $0,76 \div 0,81$ mm;
- Tipo A: spessore: $1,27 \div 1,32$ mm;
- Tipo C: spessore: $2,36 \div 2,41$ mm.

Lo spessore della strip è funzione del livello di intensità dello shot peening. Il tipo A è quello che viene comunemente più utilizzato, si colloca in un range di utilizzo di intensità $0,1 \div 0,6$ mm (dove l'intensità è definita come la freccia residua che si misura sulla Almen test strip dopo averla sottoposta al trattamento di shot peening) [1].

Il materiale con cui vengono realizzate le strip è un acciaio per molle rullato a freddo: SAE 1070 CRS, con una durezza standard di $44 \div 50$ HRC. Per raggiungere il valore di durezza voluto la strip deve essere indurita e temprata. La rugosità e la durezza delle test strip sono fondamentali nel determinare la freccia di inflessione della strip pallinata; esistono una serie di specifiche che legano la rugosità alla durezza [1].

1.1.2 Comparatore di Almen

Con Almen gage si definisce il comparatore che serve per misurare la freccia di inflessione della Almen test strip in modo da avere una misura dell'intensità dello shot peening (Figura 1.2). La misurazione deve essere fatta in punto dove la superficie risulta non pallinata, in quanto la misura sulla superficie pallinata potrebbe falsare la misurazione della freccia [1].



Figura 1.2-Almen test strip e Almen gage

1.1.3 Attrezzatura di fissaggio

L'attrezzatura è fondamentale per tenere la strip in posizione durante l'operazione di pallinatura; esiste una dimensione minima dell'attrezzatura che deve essere rispettata al fine di mantenere correttamente in posizione la strip durante l'operazione di shot peening. Inoltre dal momento che l'attrezzatura è esposta al flusso di pallini, deve essere correttamente dimensionata al fine di evitare una deformazione della struttura stessa [1].

1.1.4 Curve di saturazione

Il test di Almen si effettua nel seguente modo: dopo aver posizionato la strip sulla struttura, la si espone per un tempo noto al flusso di pallini; una volta terminata l'operazione di pallinatura si rimuove la strip dall'attrezzatura e la si pone sul comparatore. La freccia di inflessione, dovuta al fatto che lo shot peening lascia uno sforzo residuo di compressione superficiale, può essere plottata in funzione del tempo di esposizione al flusso di pallini, definendo in tal modo una curva di saturazione. Da osservare il fatto che una striscia di Almen dopo che è stata sottoposta a pallinatura non può essere più utilizzata per operazioni successive. Al fine di minimizzare l'errore si misura la freccia anche prima di esporre la strip al flusso di pallini e la si sottrae a quella che si ottiene dopo l'operazione di pallinatura [1]. Definiamo dunque cosa si intende per intensità e saturazione: l'intensità è definita come la freccia di inflessione di una test strip pallinata a saturazione; per saturazione si intende invece il primo punto della curva di saturazione dove se il tempo di esposizione viene raddoppiato si ottiene un incremento della freccia minore o uguale al 10%. Quando si pallina una strip fino a raggiungere il tempo di saturazione, la strip dovrebbe avere una copertura del flusso di pallini pari al 100%. Il tempo di saturazione non è noto a priori e viene determinato attraverso un meccanismo del tipo trial and error [1].

Quindi per costruire una curva di saturazione, mantenendo costanti le condizioni al contorno, si plotta la freccia di inflessione in funzione dei diversi tempi di esposizione. Fondamentale è un'interpolazione fra i vari punti che sono stati ottenuti sperimentalmente di tipo non lineare, infatti non devono essere presenti punti angolosi. Noto il punto di saturazione, che si identifica come il ginocchio della curva di saturazione, è immediatamente noto il tempo di esposizione necessario per ottenere la saturazione.

È importante non confondere il tempo per cui la strip viene esposta allo shot stream con il tempo di saturazione: il tempo di pallinatura si basa solamente sul controllo della copertura della strip.

1.1.5 Fattori che influenzano l'intensità

I parametri che influenzano l'intensità sono la grandezza delle particelle che vengono lanciate, la loro densità, la durezza, la portata, la velocità; inoltre altri fattori di influenza sono relativi alla distanza fra ugello e pezzo da pallinare e all'angolo di impatto. Come tendenza di massima si osserva che al crescere delle dimensioni delle particelle aumenta l'intensità a parità di altre condizioni, inoltre viene richiesto un tempo di esposizione sensibilmente maggiore, in quanto aumentando la dimensione delle particelle, si assiste ad una diminuzione del numero di pallini a portata costante. Aumentando invece la durezza della particelle o la loro velocità, si assiste ad uno spostamento del punto di saturazione in verticale. Se invece a parità di pressione si aumenta la portata, quello a cui si assiste è una diminuzione dell'intensità in quanto, a parità di pressione, si aumenta la massa per unità di tempo che deve essere lanciata e, di conseguenza, diminuisce l'energia che viene trasferita al flusso di pallini. Per quanto riguarda invece la dipendenza dall'angolo di impatto si osserva che la massima intensità di energia si ha per un angolo di impatto di 90° e, in ogni caso, non è consentito eseguire la pallinatura con un angolo di impatto minore di 45° [1].

Fondamentale è quindi trovare la giusta combinazione di tutti i parametri di controllo al fine di ottenere l'intensità voluta, cercando di rendere l'operazione di shot peening più agevole possibile.

1.2 Copertura

Il metodo dello shot peening è utilizzato per incrementare le caratteristiche meccaniche di un componente; viene impiegata su componenti quali: molle, alberi e pale delle turbine, nonché su componenti soggetti a usura e fatica da contatto come gli ingranaggi dei cambi.

Di solito le particelle che vengono utilizzate nello shot peening sono di forma sferica e, durante l'impatto, deformano plasticamente se stesse oltre che il

pezzo trattato. Sul componente, deformato plasticamente, rimane uno sforzo residuo di compressione, che determina dei benefici per quanto riguarda la resistenza a fatica del componente meccanico, in quanto le cricche a fatica non sono in grado di propagare in presenza di uno sforzo di compressione.

Ecco quindi che la pallinatura può essere utilizzata su componenti o assiemi particolarmente sollecitati a fatica; in tal caso è di vitale importanza il rispetto delle specifiche.

È fondamentale durante il processo dello shot peening definire cosa si intende per “copertura”, che è la più importante fra le variabili misurabili di controllo del processo. La copertura è data dal rapporto fra l'area coperta dai colpi dei pallini e l'intera superficie trattata con lo shot peening [1]. Tipicamente una copertura del 98% può essere valutata visivamente e il periodo di tempo che occorre per ottenerla si definisce shot peening time $t_{98\%}$ [1]. Il $t_{98\%}$ può essere ritenuto equivalente al tempo necessario per raggiungere una copertura del 100%.

In generale non c'è correlazione fra la copertura dell'Almen test strip e la curva di copertura, anche perché acciocché siano confrontabile si dovrebbe utilizzare lo stesso materiale con cui è realizzata l'Almen test strip.

Il grado di copertura è legato all'energia, in particolare all'energia che viene trasferita dagli shot al componente:

$$E_{kin1} = E_{dp} + E_{ds} + E_{therm} + E_{kin2} \quad (1.1)$$

Dove E_{kin1} è l'energia cinetica dello shot prima dell'impatto, E_{kin2} è l'energia cinetica dello shot dopo l'impatto, E_{dp} è l'energia di deformazione del componente, E_{ds} è l'energia di deformazione del pallino e E_{therm} è l'energia termica.

Dalla (1.1) è possibile ricavare l'energia di deformazione del componente, che è quella di maggior interesse:

$$E_{dp} = E_{kin1} - E_{ds} - E_{therm} - E_{kin2} \quad (1.2)$$

La frazione di energia cinetica dei pallini che viene convertita in energia di deformazione è funzione del comportamento elasto-plastico del materiale e della durezza dei pallini.

Esistono inoltre una serie di fattori che influenzano l'energia che viene trasferita, tali fattori sono [1]:

- Il tipo sistema che viene utilizzato per realizzare lo shot peening. Esistono infatti sostanzialmente due tipi di sistema: quelli ad aria compressa e quelli a fan blower. In base al sistema scelto si avrà una diversa distribuzione di velocità dei pallini.
- Geometria dell'ugello: la forma dell'ugello va ad influenzare il risultato che si ottiene soprattutto in caso di sistemi del tipo ad aria compressa.
- Nel caso di sistemi fan blower è possibile utilizzare ventilatori con proprietà molto diverse, che potranno realizzare un flusso di pallini concentrato su un'area molto limitata, oppure su un'area più estesa.
- La velocità dei pallini determina ovviamente l' E_{kin1} e di conseguenza influenza anche la (1.2).
- L'angolo di impatto influenza l'energia che viene trasferita, in particolare l'energia massima viene trasferita per un angolo di impatto di 90° . È importante controllare nella definizione dell'angolo di impatto che i pallini possano poi allontanarsi liberamente. Nella pratica si usano tipicamente angoli di impatto compresi fra 75° e 85° .
- La portata di pallini per unità di tempo, questo parametro va inoltre ad influenzare il tempo necessario per realizzare un certo grado di copertura. Durante il processo di shot peening è importante inoltre controllare che la portata rimanga costante per aree del componente che presentano le medesime specifiche.
- Il tempo di shot peening: esso ha infatti un'influenza diretta sulla copertura, il grado di copertura aumenta se il tempo di shot peening aumenta.
- Il tipo di pallini: in particolare se si vuole ottenere un miglioramento delle proprietà meccaniche andrebbero usati solo pallini di forma sferica.

- La struttura cristallina del componente che viene pallinato, la sua composizione chimica, la durezza superficiale.

Per poter raggiungere un grado di copertura del 100% è necessario mediamente avere un numero di impatti nell'ordine dei 5.000÷100.000 per centimetro quadrato. Per numeri di questo tipo è possibile associare il calcolo delle probabilità per determinare gli effetti dello shot peening.

La relazione che sussiste fra percentuale di copertura e tempo di peening è di tipo non lineare e può essere descritta con la seguente blast function:

$$F(t) = A = 1 - (1 - A_1)^t \quad (1.3)$$

Dove A è la percentuale di copertura dopo un tempo di esposizione pari a t, A₁ è la percentuale di copertura dopo un'unità di tempo e t è il tempo di esposizione.

La relazione è di tipo non lineare e la pendenza diminuisce al crescere del blast time, ciò è dovuto al fatto che con il passare del tempo aumentano le probabilità che un pallino vada a colpire una zona che era già stata pallinata [1].

Il metodo che viene maggiormente adottato al fine di determinare il grado di copertura è di tipo visivo: si va infatti ad osservare la superficie del componente attraverso microscopi o lenti, con un fattore di ingrandimento dell'ordine di 10÷50 X.

In alternativa vengono utilizzati metodi come quello dell'inchiostro o di traccianti fluorescenti che vengono apposti sulla superficie del componente da pallinare: quando si raggiunge un fattore di copertura del 100% non risultano più visibili.

Superfici più complesse da valutare, come l'interno di un foro o di una dentatura vengono invece esaminati grazie all'ausilio di un boroscopio.

Lo shot peening viene inoltre utilizzato per incrementare la vita dei componenti sottoposti a vibration stress, stress corrosion cracking, attrito, erosione ed usura. Bisogna però considerare gli effetti in termini di rugosità superficiale che

genera il trattamento di shot peening, infatti su organi rotanti può generare problemi di vibrazioni.

La durezza dei pallini va ad influenzare ovviamente la quantità di energia e, di conseguenza, la deformazione del componente: infatti più i pallini hanno durezza maggiore rispetto a quella del componente tanto meno essi si deformeranno plasticamente e tanto più al contrario si deformerà il componente.

Esiste quindi un problema di contrasto fra le proprietà meccaniche che si vogliono impartire al componente e lo stato di rugosità superficiale del medesimo.

Fondamentale è inoltre il tempo di esposizione al flusso di pallini: se questo risulta eccessivo si ha un diminuzione della resistenza del componente a flessione, in quanto peggiora lo stato di finitura superficiale ed è inoltre possibile che nucleino delle cricche, questo fenomeno si definisce over-peening [1].

In molti casi l'unico vero parametro di controllo di peening è il grado di copertura, in quanto gli altri parametri come la portata dei pallini, la loro velocità ... sono più difficilmente controllabili in tempo reale.

In funzione della geometria e del livello di deformazione voluta si procede a calcolare via software il valore esatto della copertura che si vuole ottenere. I metodi che possono essere impiegati sono sia il metodo FE, sia l'utilizzo di un modello matematico-statistico che assume significato nel momento in cui il numero di shot è numeroso.

Se consideriamo un ugello durante l'operazione di shot peening questo darà origine ad un flusso di pallini che interesserà una ben determinata area. All'interno di quest'area è possibile individuare diverse regioni: quelle centrali saranno più facilmente esposte al flusso, mentre quelle ai lati lo sono più difficilmente, tutto ciò può essere rappresentato con una distribuzione gaussiana. In funzione della probabilità e del diametro dei pallini, si calcola il grado di copertura e si simula il processo.

Lo shot peening viene applicato per incrementare la resistenza a fatica in numerosi componenti: cambi, alberi di trasmissione, molle elicoidali, alberi a gomiti, snodi, giunti saldati; per ciascuno di questi componenti si può ottenere un incremento di vita a fatica applicando la pallinatura. Se il procedimento non viene eseguito correttamente e le specifiche non vengono rispettate si possono avere problemi di mancata copertura o di over-peening che comportano il rischio di corrosione o la formazione di cricche sul componente. Il controllo del grado di copertura, sebbene per componenti di forma e geometria complessa (o parti pallinate in modo differenziato) non sia semplicissimo, rimane la fonte migliore per l'esecuzione di una corretta operazione di pallinatura [1].

1.3 Un quadro generale dei materiali e delle tecniche di schermatura

Dove non occorre che il componente venga pallinato si interpone una protezione sacrificale; essa può anche essere utilizzata nel momento in cui si vuole evitare l'ingresso di pallini all'interno di cavità che contengono per esempio olio lubrificante [1].

Nella scelta del tipo di mascheramento più opportuno si considera la durata per cui esso è in grado di resistere, la facilità di applicazione-rimozione, il costo e se esistono problemi di salute per quanto riguarda l'installazione da parte dell'operatore o fattori ambientali non compatibili con la protezione che si vuole installare sul componente. In generale si ricorre ai seguenti tipi di maschere: nastro, cappucci e tappi, maschere realizzate all'uopo, rivestimenti standard. Il materiale che viene comunemente più utilizzato per schermare è il nastro; esiste un'ampia scelta di nastri, i più comuni sono quelli in vinile che presentano buona durata, buona adesione e sono anche abbastanza economici. In alternativa si usano nastri del tipo "Tombstone", realizzati con un elastomero spesso ed abbastanza resiliente, che si degrada quando sottoposto al flusso di pallini, soprattutto in caso di bassi angoli di impatto.

In generale di norma si prendono i seguenti accorgimenti quando si usano nastri come maschere: la superficie di applicazione deve essere pulita ed

asciutta, devono essere rimosse bave o spigoli affilati, inoltre il nastro non deve essere eccessivamente teso; particolare attenzione va posta anche alla fase di rimozione dove occorre evitare che rimangano residui.

In caso di protezione di piccoli fori o sporgenze del componente si utilizzano cappucci e tappi, i materiali con cui vengono realizzati sono sia il poliuretano che la gomma vulcanizzata; tali materiali rappresentano il miglior compromesso tra facilità d'impiego e durata.

In caso di applicazioni particolari si può realizzare anche una maschera all'uopo, tipicamente essa viene realizzata in poliuretano, gomma, nylon o PTFE.

Per realizzare l'azione schermante si usano anche rivestimenti tradizionali, quali liquidi o gel. Tali rivestimenti hanno il vantaggio di essere facilmente applicabili sulla superficie del pezzo e di modellarsi perfettamente sul componente; lo svantaggio risiede nel fatto che hanno bisogno di asciugare per un tempo che può essere anche abbastanza lungo. Per accorciare i tempi di messa in opera spesso si usa un raggio ultravioletto, che rende utilizzabile la maschera nel giro di pochi minuti.

Infine difficilmente si usano rivestimenti metallici, dal momento che si deformano abbastanza facilmente e diventano presto inutilizzabili, senza contare che ci possono essere problemi di incompatibilità con il materiale con cui è realizzato il componente.

1.4 Preparazione e documentazione per lo shot peening

Il processo di shot peening è caratterizzato dall'intensità e dal grado di copertura, ma è abbastanza difficile controllare questi due fattori in fase di pallinatura. Infatti l'intensità dello shot peening è determinata dagli sforzi residui che possono essere esaminati con test che sono tendenzialmente distruttivi per il componente; così come il grado di copertura è abbastanza facile determinarlo visivamente nel momento in cui è inferiore al 100%, ma è molto difficile distinguere un grado di copertura del 100% da uno del 150% o del 200% ... Per evitare di avere inconvenienti e che il processo venga realizzato

non correttamente si procede nel seguente modo: per prima cosa devono essere definite le specifiche di realizzazione del trattamento. Sul disegno del componente infatti va riportato su quali aree occorre eseguire il trattamento, dove questo risulterebbe dannoso, dove questo è opzionale, il tipo di pallini che si intende utilizzare e quindi l'intensità e il grado di copertura [1]. Ovviamente le aree che non possono essere pallinate, per esempio perché necessitano di determinati requisiti di finitura superficiale, devono essere opportunamente schermate e protette. Le aree in cui invece il trattamento è opzionale sono tutte quelle aree dove di per sé non è necessario eseguire il trattamento, ma non sussistono problemi se questo viene ugualmente eseguito; è importante segnalarlo nelle specifiche del disegno in modo tale da evitare di perdere tempo per schermarle inutilmente.

In zone in cui l'operazione di pallinatura è poco agevole per la particolare geometria del componente, è possibile pallinare la superficie di interesse facendo rimbalzare il flusso di pallini su una superficie ausiliaria; questa operazione può essere condotta solo dove specificatamente richiesto, bisogna tenere inoltre in considerazione che l'energia dello shot peening verrà ridotta a causa del rimbalzo [1].

Per valutare l'intensità dell'operazione di peening di solito si ricorre al seguente sistema: si posizionano delle Almen strips sull'attrezzatura di Almen in modo da simulare nel modo più realistico possibile le aree del componente che devono essere pallinate. Il posizionamento avviene in base ai seguenti fattori: aree con diverse intensità, numero di cicli per cui il componente deve resistere, aree dove è difficile pallinare, aree in cui non esistono problemi di over-peening, aree che possono essere deformate, numero di gradi di libertà che la macchina ha a disposizione.

Una volta raggiunta l'intensità e il grado di copertura voluto, il foglio tecnico contenente tutti i dati necessari ad eseguire la pallinatura può essere compilato.

Prima di eseguire la pallinatura è fondamentale controllare spigoli o presenza di bave: le bave devono essere eliminate e se esistono spigoli vivi è necessario eseguire su di essi un raggio di raccordo di 0,5 mm per evitare di avere problemi, in caso contrario tali zone potranno avere un incremento del valore

del tensore degli sforzi; graffi o solchi presenti nel pezzo devono essere eliminati per lo stesso motivo.

Fondamentale è pulire il pezzo da tracce di oli o acqua sulla superficie, in quanto possono contaminare i pallini e dare origine a problemi di corrosione [1]. Se sul pezzo esistono problemi di corrosione prima di eseguire lo shot peening, occorre pulire lo strato corroso. Infine se il pezzo è verniciato, la vernice dovrà essere correttamente rimossa, altrimenti potrebbe prevenire il corretto impatto dei pallini e così impedire la corretta formazione di uno strato uniforme di compressione sulla superficie del componente.

Una volta eseguita l'operazione di shoot peening occorre controllare che:

- Tutte le aree che dovevano essere trattate presentano almeno una copertura del 100%;
- Non c'è copertura nelle aree che non dovevano essere trattate;
- Gli spigoli vivi non si siano arricciati;
- Un peening particolarmente intenso non abbia causato danni alla superficie.

1.5 Peening Media

È diffusa oggi la tecnica di utilizzare diversi tipi di shot in modo da impartire le migliori proprietà meccaniche al componente. Essi si diversificano sia per il materiale di cui sono costituiti (acciaio o ceramica) sia per le modalità di realizzazione. Ciascuno dei vari tipi di shot presenta delle peculiarità che lo rendono più adatto in determinate condizioni di peening rispetto ad altri. Di seguito viene effettuata una descrizione dei vari tipi di pallini più comunemente adottati.

1.5.1 Conditioned cut wire shot

Una delle possibili modalità di ottenimento dei pallini è quella di ricavarli per tranciatura e successivo trattamento a partire da un trafilato. Le proprietà dei pallini dipendono dal trattamento termico, dal tipo di materiale utilizzato e da come viene eseguito il processo di trafilatura [1]. Le applicazioni tipiche di pallini ricavati secondo queste modalità sono molle, barre di torsione e stabilizzatrici e organi di trasmissione. I materiali che vengono maggiormente utilizzati per applicazioni di questo tipo sono acciai al carbonio come il C72D2 (1.1242) e il C76D2 (1.1253). Le proprietà meccaniche e i trattamenti termici di questi acciai sono determinati principalmente in funzione del loro contenuto di carbonio.

Il diametro dei cilindretti da cui vengono ricavati i pallini è di circa $0,2 \pm 2$ mm, mentre la vergella di partenza ha un diametro di circa 5,5 mm. Il numero di passi in cui viene eseguita la riduzione del trafilato dipende dal tipo di acciaio e dalle caratteristiche che esso deve avere. La vergella di partenza viene scaldata in un forno a tre camere fino a temperatura di austenitizzazione (circa 900°C), dopo averla tolta dal forno viene temprata in un bagno di piombo fuso riscaldato ad una temperatura di circa 530°C e lì viene lasciata fino a quando non viene raggiunta la struttura desiderata. Dopo questo trattamento termico è possibile effettuare, attraverso passaggi multipli, la riduzione del trafilato [1]. Associato al processo di trafilatura si assiste ad un incremento delle proprietà meccaniche a cui però corrisponde una diminuzione dell'allungamento percentuale a rottura e del coefficiente di strizione percentuale; tali fattori dipendono ovviamente dal contenuto di carbonio dell'acciaio di partenza e dall'aggiunta di eventuali elementi alleganti come la Mn.

Nel caso in cui i pallini sono realizzati attraverso un processo di tranciatura bisogna prestare attenzione a come tale tranciatura viene realizzata: infatti essa deve essere realizzata in modo tale che tutti i cilindretti che vengono tagliati abbiano lunghezza omogenea, inoltre occorre evitare che nell'operazione di tranciatura si possa generare, a causa dell'attrito, una fase martensitica.

Il processo di formatura viene realizzato nel seguente modo: i cilindretti ottenuti per tranciatura dal trafilato vengono posti in una macchina centrifuga e sparati secondo un angolo ed una velocità nota contro a delle piastre indurite. La forza impulsiva che si genera nell'impatto è tale da deformare i pallini conferendogli una forma sferoidale. Per ottenere un trattamento omogeneo è indispensabile che ci sia omogeneità delle condizioni durante tutto il procedimento di realizzazione dei pallini e che non ci siano inclusioni non considerate.

A seconda del numero di trattamenti (e quindi di impatti) a cui sono sottoposti i pallini la forma può essere più o meno sferica [1]. Se i pallini vengono processati una sola volta la forma è abbastanza simile a quella cilindrica di partenza, semplicemente più smussata in corrispondenza degli spigoli; applicazioni di questo tipo si trovano in molle a balestra, stabilizzatori ... Nel caso in cui i pallini vengono processati due volte la forma diventa più sferica e applicazioni di questo tipo si riscontrano in molle lavorate a freddo. Un terzo trattamento viene effettuato tipicamente per applicazioni destinate all'industria aeronautica.

1.5.2 Cast steel shot

Oltre ai pallini realizzati per tranciatura a partire da un trafilato, esistono anche pallini che vengono ricavati per fusione di acciaio; altri ancora sono realizzati in materiale ceramico o in vetro. La scelta del materiale dei pallini dipende dal tipo di applicazione, dalle specifiche e soprattutto dal tipo di materiale del componente che deve essere pallinato. La normativa di riferimento che detta le specifiche di realizzazione per gli shot in funzione del tipo di materiale è la ISO 9001:2000.

I pallini realizzati attraverso un processo di fusione provengono da acciaio ottenuto per riciclaggio. Il processo di realizzazione, da un punto di vista manifatturiero, non è molto diverso da quello utilizzato per la sabbiatura, si diversifica da esso tuttavia per le specifiche più strette e per un maggior numero di controlli [1].

Le specifiche che i pallini realizzati attraverso questo procedimento devono avere sono: una determinata durezza (figlia del tipo di applicazione), una certa consistenza e non devono presentare spigoli. Nel caso in cui i pallini siano destinati ad un impiego nel settore aerospaziale, sono soggetti a delle tolleranze più strette e a maggiori controlli. In ogni caso le specifiche vengono definite dal produttore in funzione delle richieste del cliente e in funzione dell'esperienza.

I pallini realizzati per fusione, come sopracitato, provengono dal riciclaggio di rottami: l'ottimo sarebbe scegliere la composizione chimica del rottame di partenza in funzione del tipo di applicazione; nella realtà ciò non è possibile da realizzare, semplicemente si cerca di evitare la presenza di elementi nocivi nei pallini, come zolfo, fosforo, cromo e rame, inoltre devono essere liberi da oli, grassi o altre sostanze inquinanti che possono generare emissioni tossiche.

La modalità di realizzazione dei pallini per fusione è la seguente: i rottami di acciaio vengono posti in un forno e messi in un siviera, la quale viene successivamente sollevata ed inclinata. Non appena il metallo inizia a colare fuori dalla siviera viene investito a mezz'aria da un getto di acqua, che lo rompe in gocce; le tensioni che si generano per effetto della variazione termica danno alle gocce una forma sferica [1]. La composizione chimica viene controllata costantemente in questa fase affinché i pallini rispettino le specifiche.

Dopo questa prima fase di realizzazione i pallini vengono trattati termicamente attraverso un processo di tempra, in modo tale da eliminare la struttura grossolana di prima solidificazione, si ottiene infatti una struttura martensitica fine; inoltre il processo di tempra conferisce la giusta durezza ai pallini.

A valle del trattamento termico viene eseguito un trattamento meccanico al fine di eliminare eventuali imperfezioni superficiali.

Infine viene eseguito un controllo di qualità in cui si verifica che i pallini rispettino le specifiche.

1.5.3 Ceramic media

I pallini in materiale ceramico sono realizzati attraverso un processo di elettrofusione di ossidi. La loro microstruttura è fine ed omogenea, caratterizzata dalla presenza di una fase di zirconio legata strettamente da una fase di silice vetrosa. Grazie alla loro struttura i materiali ceramici sono molto resistenti all'usura e all'impatto. Possono essere utilizzati sia in un ugello sia in una turbina: non generano polvere e non sono elementi contaminanti nella struttura metallografica; diminuiscono inoltre l'usura dell'attrezzatura. Il loro specifico comportamento è quello di rompersi lentamente in parti, ma senza generare polvere o problemi di usura, inoltre mantengono la loro grandezza iniziale, la loro forma, durezza e rugosità superficiale durante tutta la durata del trattamento. Per questo motivo lo shot peening con materiale ceramico come mezzo genera delle condizioni facilmente controllabili e riproducibili [1].

La loro applicazione nello shot peening è legata ad acciai ad alta resistenza e leghe leggere. Per quanto riguarda gli acciai ad alta resistenza sono in grado di lasciare sulla superficie del componente trattato un elevato sforzo di compressione e una buona rugosità superficiale, incrementando in tal modo sia il limite di fatica, sia la resistenza a erosione; vengono per tanto utilizzati nella pallinatura di componenti quali molle, cambi, alberi, trasmissioni di potenza ... Le loro applicazioni per le leghe leggere (alluminio, titanio e magnesio) sono dovute al fatto che oltre ad incrementare notevolmente le proprietà meccaniche, innalzando il limite di fatica, non causano contaminazione del componente trattato [1].

Prima di poter essere impiegati sono soggetti ad un controllo di qualità in termini di: dimensioni, durezza, sfericità (deve essere garantito un rapporto maggiore di 0,5 tra diametro minore e maggiore dell'ellissoide) e forma (non ci devono essere parti rotte o acuminate).

Grazie alle loro particolari caratteristiche in termini di rugosità, densità e resistenza all'usura sono efficienti, tenendo bassi i costi in termini di energia e parti di ricambio, assicurano inoltre una buona riproducibilità dei risultati grazie alla loro elevata stabilità.

1.6 Air peening machines

Le macchine che si usano per eseguire la pallinatura sono principalmente del tipo ad air-peening, questo è dovuto al fatto che tramite questa tecnica si riesce ad ottenere una corretta copertura ed un corretto angolo di impatto sul componente. Per rendere agevole il procedimento si utilizza un ugello orientabile, in modo che il flusso di pallini possa essere diretto opportunamente.

Le macchine per air peening sono caratterizzate dall'avere delle lance e dei deflettori orientabili in modo tale da poter dirigere il flusso di shot anche in posizioni difficilmente raggiungibili come fori ... ; inoltre le macchine possono lavorare a differente pressione in modo tale da garantire differenti intensità di peening su diverse parti del componente che presentano specifiche diverse [1].



Figura 1.3-Air peening machine, esempio di peening su una girante

1.6.1 Sistema di alimentazione

Il sistema di alimentazione ha il compito di mandare in pressione l'aria che investe i pallini e attraverso un opportuno condotto di convertire l'energia di pressione del fluido in energia cinetica; può essere di vario tipo a seconda del principio di funzionamento: a gravità, a pressione diretta, oppure a doppia

pressione [1]. Il sistema di alimentazione a gravità sfrutta l'azione della forza peso per garantire la portata di shot dalla tramoggia alla pistola che accelera i pallini. Il sistema di alimentazione a pressione diretta (Figura 1.4) invece è dotato di un recipiente in pressione dove vengono stoccati i pallini; il flusso di aria compressa viene regolato tramite la presenza di un ugello regolabile. Il recipiente può essere riempito con i pallini solamente quando non è in pressione, una volta che è riempito si chiude una valvola e il sistema viene mandato alla pressione di esercizio [1]. La miscela di aria compressa più pallini viene immessa in un tubo e raggiunge un ugello dove viene accelerata e indirizzata verso il componente. Un sistema siffatto presente un inconveniente: deve essere fermato per poter essere ricaricato, in quanto non è possibile eseguire la ricarica di pallini quando il recipiente si trova in pressione. Per sopperire a questa inefficacia sono stati sviluppati sistemi a doppia pressione (Figura 1.5). I sistemi a doppia pressione sono caratterizzati dall'aver due serbatoi sovrapposti, separati attraverso una valvola di controllo. Il serbatoio collocato più in alto è collegato ad una tramoggia che lo alimenta, mentre quello sottostante è collegato direttamente con il sistema che alimenta il flusso di pallini che viene scagliato sul componente. Quando il serbatoio inferiore è quasi vuoto una valvola di sicurezza chiude l'alimentazione al serbatoio collegato alla tramoggia e il serbatoio viene mandato in pressione; quando viene raggiunta la pressione di esercizio il serbatoio viene collegato con il serbatoio sottostante e va ad alimentarlo. Ad alimentazione eseguita si chiude nuovamente la valvola fra i due serbatoi, il serbatoio superiore viene depressurizzato e viene ripristinato il collegamento con la tramoggia [1].

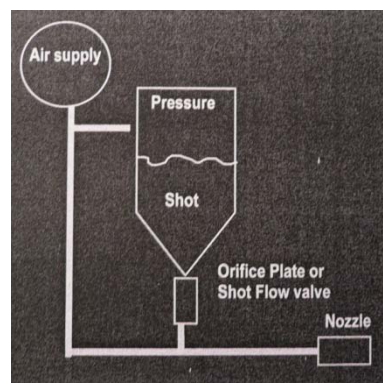


Figura 1.4-Sistema a pressione diretta [1]

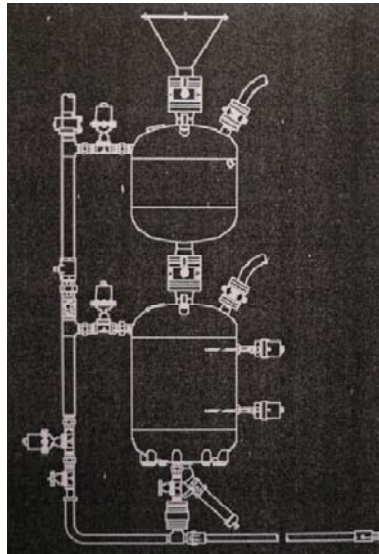


Figura 1.5-Sistema a doppia pressione [1]

1.6.2 Regolatori di portata

Esistono sostanzialmente due grandi tipi di categorie di ugelli: fissi e regolabili; a seconda che l'ugello sia regolabile o meno è possibile realizzare una regolazione della portata. Fra i possibili ugelli utilizzabili si trova l'ugello piano (Figura 1.6): è un piatto con un foro calibrato attraverso cui può fluire il flusso di pallini; è il modo più semplice per controllare la portata. In generale si utilizza un solo tipo di ugello, non viene cambiato il diametro del foro e quindi l'ugello dal momento che la sostituzione richiede spesso troppo tempo. Oltre all'ugello semplice, esistono anche ugelli regolabili; in tal caso il foro può essere opportunamente regolato (Figura 1.7). La regolazione dell'ugello avviene attraverso aria compressa che comprime uno stantuffo (tenuto in posizione da una molla) che aziona l'otturatore [1].

Esistono inoltre ugelli a regolazione elettromagnetica: in questo caso si utilizza una valvola che tramite un meccanismo a bobina attraversata da corrente è in grado di monitorare la portata, andando eventualmente a regolarla. Un meccanismo di controllo alternativo è costituito dai regolatori di portata volumetrica: in questo caso viene utilizzata una ruota o un nastro per portare i

pallini nel sistema di alimentazione. La velocità del meccanismo è direttamente proporzionale al volume degli shot assegnato ed esiste un misuratore di portata integrale del flusso per unità di tempo, che va a regolare la quantità di shot da fornire al sistema di alimentazione [1].

Fondamentali sono infine i misuratori di pressione che servono per controllare l'energia di pressione che viene trasferita ai pallini e che è poi trasformata in energia cinetica; tali misuratori forniscono un controllo diretto della pressione, che tipicamente si assesta in un range di utilizzo di 10÷100 psi.

L'ugello deve realizzare la conversione di energia di pressione in energia cinetica; esistono due tipi di ugelli che realizzano tale conversione: ugello con tubo dritto e ugello con tubo di Venturi. Il primo è caratterizzato dall'aver un condotto convergente fino a una sezione di gola e da lì in poi si mantiene costante, mentre il secondo è un condotto convergente-divergente.

La lunghezza tipica dell'ugello è di 50÷200 mm, salvo applicazioni particolari, come lo shot peening all'interno di cavità e fori. Spesso l'ugello viene rivestito internamente con carburi (tipicamente con carburo di boro) per migliorare le caratteristiche di resistenza all'usura [1].



Figura 1.6-Ugello piano

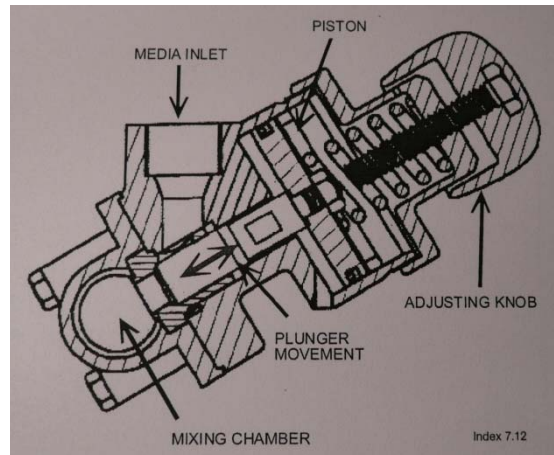


Figura 1.7-Ugello regolabile [1]

1.7 Centrifugal wheel peening machines

Il principio di funzionamento di questo tipo di macchine è appunto lo sfruttamento della forza centrifuga. Sono costituite da una girante, con un certo numero di palette, che viene posta in rotazione e indirizza il flusso di pallini sul componente che deve essere trattato. Le particelle che vengono utilizzate entrano dal centro della ruota, passano attraverso un beccuccio, una gabbia di controllo e fluiscono nella girante (Figura 1.8) [1].

Questo tipo di macchine offre vantaggi e svantaggi rispetto ad un sistema che funziona ad aria compressa; i vantaggi sono i seguenti: una portata molto elevata e di conseguenza un'alta produttività, un'elevata efficienza, un ridotto consumo rispetto alle macchine ad aria compressa. Di fronte a tali vantaggi si contrappongono ovviamente una serie di svantaggi: ridotta flessibilità (non è così semplice cambiare un ugello, come su una macchina ad aria compressa, per effettuare una regolazione della portata), una modifica dell'intensità di shot legata all'usura della macchina, una portata eccessiva per la pallinatura di componenti di ridotte dimensioni [1].

Le variabili che influenzano il processo sono le seguenti: tipo di pallini che viene utilizzato (forma, durezza, massa etc.), usura delle ruota, velocità di emissione

delle particelle, angolo di impatto, esposizione del componente allo flusso di pallini, funzione del separatore e del raccogliatore dei pallini.

Di fondamentale importanza è la realizzazione della struttura che serve per raccogliere i pallini dopo che vengono sparati; tale struttura deve ovviamente essere resistente sia all'usura sia meccanicamente al flusso di pallini che la colpisce.

Fra le parti più sollecitate delle macchine centrifughe troviamo sia la girante, sia la gabbia di controllo, infatti sono esposte all'usura data dal flusso di pallini; il loro stato di usura va ovviamente ad influenzare la qualità dell'operazione di shot peening. Per questo motivo acciocché siano utilizzabili per un range di vita sufficientemente lungo, senza compromettere la qualità dello shot peening, queste parti vengono rivestite con inserti durissimi in carburo in modo da ridurre drasticamente l'usura [1].

Un ruolo importante viene svolto anche dal sistema di recupero dei pallini, senza di esso infatti la macchina avrebbe un funzionamento molto poco efficiente. Il sistema di recupero degli shot deve assolvere i seguenti compiti: recuperare i pallini utilizzati dalla cabina di peening, rimuovere la polvere e le piccole particelle, classificare i pallini in funzione delle dimensioni e della forma, riportare i pallini attraverso il sistema di distribuzione.

Nel corso degli anni c'è stata una notevole evoluzione delle macchine centrifughe che ha portato ad abbandonare l'utilizzo di pale dritte standard in funzione di pale opportunamente svirgolate. Tutto ciò ha consentito di incrementare la velocità di uscita dei pallini portandola a valori di circa 160 m/s, senza incrementare eccessivamente la velocità di rotazione che porta i cuscinetti a surriscaldarsi. La forma delle pale viene opportunamente studiata per massimizzare la velocità di propulsione dei pallini da un lato e minimizzare l'usura dall'altro [1].

Tipicamente il range di velocità di rotazione è di 1.800-3.000 rpm per le giranti di diametro maggiore, mentre fino a 6.500 rpm per le giranti di diametro più piccolo. Il diametro delle giranti va da 240 fino a 506 mm ed il range di potenza delle macchine da 5,5 a 90 kW. Inoltre le pale vengono opportunamente

trattate in modo tale da raggiungere valori di durezza di circa 65 HRC e minimizzare così l'usura.

Se si confrontano le macchine a pale svirgolate, trattate e rivestite con quelle standard si osserva una maggiore produttività, un miglioramento della qualità e un incremento della resistenza all'usura che comporta un aumento della vita utile della macchina; tutto ciò è ottenuto a spesa di un investimento iniziale più elevato (fino al 100% in più), ma che viene ampiamente recuperato con l'utilizzo a causa della maggiore produttività [1].

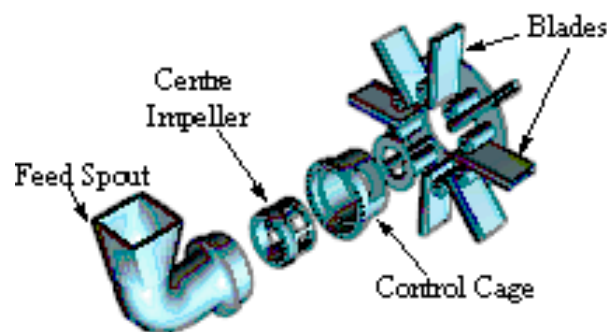


Figura 1.8-Centrifugal peening machine

1.8 Problemi che si presentano nel processo di peening

Fra i problemi più comuni che possono occorrere durante lo shot peening abbiamo una modifica dell'intensità di peening. Al crescere delle dimensioni dei pallini aumenta anche l'intensità, se nel processo di shot peening non è stato fatto un controllo sufficientemente accurato ed è eccessiva la varianza delle dimensioni e quindi della massa dei pallini si può incorrere in problemi; inoltre non bisogna dimenticare che con l'utilizzo, per effetto dell'usura, i pallini perdono parte della loro massa e quindi acciocché le specifiche del cliente siano soddisfatte è necessario che siano periodicamente controllati. [1]

Un altro fattore che può modificare l'intensità di peening è il fatto che con l'utilizzo i pallini risultano maggiormente incruditi e la loro durezza superficiale aumenta; questo implica che, a parità di fattori, ci sia un maggiore

trasferimento di energia dai pallini al componente e, quindi, si osserva un aumento dello sforzo di compressione [1].

L'intensità può variare anche in caso di pallinatura non diretta sul componente, ma eseguita facendo rimbalzare i pallini su una superficie ausiliaria, in tal caso se non si tiene correttamente conto dell'energia che viene dissipata durante il primo impatto, si commette un errore di valutazione sull'intensità di peening.

Per le macchine con funzionamento ad aria compressa l'intensità può modificarsi a seguito dell'usura dell'ugello: infatti il diametro dell'orifizio per usura tende ad aumentare, portando ad un naturale incremento della portata, ma dal momento che la pressione per accelerare le particelle è rimasta la medesima, si assiste ad una diminuzione dell'accelerazione delle particelle e quindi l'intensità di peening si riduce [1].

Nelle macchine centrifughe una riduzione dell'intensità può essere legata all'usura nella gabbia di controllo, in tal caso la gabbia deve essere sostituita, altrimenti immette i pallini all'interno della girante in una posizione leggermente diversa da quella ottimale portando come risultato ad un diminuzione della velocità di uscita dei pallini. Un altro problema è legato all'usura e al pitting che si manifestano sulle pale della girante; se usura e pitting sono eccessivi le pale della girante non sono in grado di trasferire tutta la loro energia ai pallini.

Un altro fenomeno che si presenta durante l'operazione di shot peening è il fenomeno dell'elettricità statica, infatti a causa del rapido movimento all'interno di tubi e condotti i pallini sono portati a caricarsi elettricamente. L'intensità solitamente non è elevata e non interferisce eccessivamente con i macchinari, l'unico problema è che può risultare fastidiosa per gli operatori. Per evitare problemi tutta l'attrezzatura deve essere messa a terra, in modo da dissipare l'elettricità statica e lo stesso componente se viene montato su supporti in gomma per esempio (o comunque su materiale non conduttore) immagazzina le cariche elettriche e, per tanto, deve essere anch'esso messo a terra [1].

1.9 Ottimizzazione dello shot peening per applicazioni critiche a fatica

Oggi in molte applicazioni il peso è uno degli aspetti più importanti in fase di costruzione di un nuovo componente. In particolare nel settore dell'automotive la riduzione del peso è uno dei target da raggiungere per la riduzione dei consumi e delle emissioni dei veicoli. Per tanto molle, barre d'acciaio che lavorano a fatica per tutta la loro durata di vita devono essere progettati al limite della loro resistenza in modo da minimizzare il peso, senza compromettere l'affidabilità. Ecco dunque che le strade che vengono comunemente seguite sono quelle di incrementare la durezza superficiale, piuttosto che lasciare uno sforzo residuo di compressione sul componente. Uno dei metodi che viene comunemente utilizzato per migliorare il limite di fatica è appunto quello dello shot peening, spesso accompagnato da un pre-stressing del componente. Tipicamente vengono utilizzati cut wire come pallini. Incrementando la loro durezza diminuisce la quota di energia che viene dissipata durante l'urto e aumenta quella che viene trasferita al pezzo, portando come conseguenza ad un incremento dello sforzo residuo di compressione e ,quindi, ad un miglioramento del comportamento a fatica; per contro si assiste ad una diminuzione dello strato che è soggetto allo sforzo di compressione, in quanto l'energia cinetica dei pallini viene spesa per la deformazione dei primi strati della massa metallica [1]. Lasciare uno sforzo residuo di compressione sul componente comporta un incremento del limite di fatica, in quanto le cricche non propagano quando lo sforzo è di compressione; la relazione che sussiste fra sforzo di compressione e incremento del limite di fatica è circa la seguente: un incremento dello sforzo residuo di compressione di 100 MPa produce un incremento del limite di fatica di circa il 30% in acciai ad alta resistenza, per acciai comuni l'incremento del limite di fatica è leggermente inferiore [1].

Oltre al trattamento tradizionale di shot peening può essere realizzato anche un trattamento di stress peening, in tal caso il componente prima di essere pallinato subisce un pre-stress; esistono diversi metodi per lasciare un pre-stress sul componente: sforzo di trazione su tutta la sezione; sforzo di flessione, che fornisce uno sforzo di trazione in alcuni strati del componente; sforzo di

torsione, che fornisce uno sforzo di trazione su tutta l'intera superficie in direzione 45°.

Nel caso in cui si realizzi uno stress peening il procedimento che si segue è: si applica un pre stress al componente, si procede all'operazione di pallinatura (la quantità di sforzi residui introdotta dalla pallinatura è indipendente dal pre stress), si rimuove il carico; in tal modo si assiste ad un incremento dello sforzo residuo di compressione [1]. Il profilo di sforzo che si ottiene è molto simile a quello di un componente pallinato normalmente, solo con un incremento dello sforzo residuo. In componenti pallinati e ancor più in componenti pre-stressed e pallinati si osserva che il 75% delle cricche nuclea sotto la superficie e propaga successivamente verso il centro del pezzo. Questo è legato al fatto che lo strato superficiale è quello maggiormente indurito e che presenta gli sforzi di compressione di maggiore entità e quindi difficilmente le cricche potranno nucleare e propagare in tale strato. Nel caso in cui il componente sia pre stressato e poi pallinato si assiste ad una distribuzione delle cricche, rispetto ad un valore medio di profondità di innesco, molto stretta. Tendenzialmente il pre-stress abbinato alla pallinatura fornisce un incremento della resistenza a fatica di circa il 20% [1]. Applicazioni tipiche nel settore automotive di componenti pre-stressati e pallinati sono le molle sia elicoidali che a balestra, così come componenti impiegati nel motore.

L'introduzione di uno sforzo residuo di compressione dipende dall'energia cinetica dei pallini, tuttavia incrementando l'energia cinetica dei pallini peggiora anche lo stato di finitura superficiale del componente e di conseguenza si ha un maggiore effetto di intaglio. Per cercare di sopperire a questo problema si può eseguire una doppia operazione di pallinatura, in cui nella prima vengono usati pallini di diametro maggiore (tipicamente 1,4 mm) e nella seconda pallini di diametro inferiore (circa 0,6 mm) [1]. L'operazione di doppia pallinatura può essere anch'essa associata ad un trattamento di pre-stress.

Un'altra alternativa che si sta diffondendo al fine di incrementare la resistenza a fatica di un componente è quella di combinare uno stress peening con un warm peening. In tal modo si riesce da un lato ad incrementare lo sforzo

residuo di compressione e dall'altro ad aumentare la stabilità dello strato trattato per applicazioni ad alto numero di cicli.

1.10 Flap (flapper) peening

Il flap peening, conosciuto anche come Roto peening è un caso speciale di pallinatura che viene utilizzato principalmente su piccole parti. L'operazione di peening viene realizzata tramite due file di carburi di tungsteno che vengono incollati ad un flap, realizzato in materiale polimerico (Figura 1.9); il flap viene messo in rotazione da un mandrino e in tal modo accostando il flap alla superficie del componente si realizza il peening (Figura 1.10) [1]. Per ogni tipo di flap esiste un preciso range di velocità che deve essere rispettato, se ciò non avviene si riduce notevolmente la vita utile del flap. I vantaggi dell'utilizzo del flap peening sono:

- Può essere utilizzato su un assieme senza bisogno di smontarlo e presenta inoltre un costo abbastanza contenuto;
- I pallini sono realizzati in carburo di tungsteno e, di conseguenza, non c'è pericolo di contaminazione di leghe che non sono a base ferro;
- Se i pallini si dovessero staccare sono comunque frammenti molto piccoli e inerti e per tanto non costituiscono un problema.

In questo caso per misurare l'intensità di peening si ricorre ad un Almen test strip di tipo magnetico, infatti l'utilizzo di un collegamento filettato potrebbe causare la flessione del flap con distacco dello shot. Bisogna però considerare, nel valutare l'intensità, che il comportamento dell'Almen test strip di tipo magnetico è leggermente diverso da quella standard [1].

La coppia richiesta durante l'operazione di peening è comunque molto piccola e va a influenzare in misura marginale la velocità di rotazione del mandrino.

La velocità angolare è una delle variabili di processo che influenzano maggiormente l'intensità di peening ed è regolabile sia in caso di utilizzo di un sistema elettrico sia nel caso di utilizzo di un sistema pneumatico; esistono diversi sistemi per il controllo della velocità angolare, anche se il più efficace è il

controllo dell'intensità di peening sull'Almen test strip che fornisce una precisa indicazione di quella che deve essere la velocità angolare acciocché siano soddisfatte le specifiche del cliente. Il controllo del grado di copertura viene effettuato visivamente da un operatore, se esistono dubbi sul fatto che il grado di copertura è insufficiente, il componente viene ulteriormente pallinato.

Uno dei casi in cui risulta particolarmente vantaggioso il flap peening è la pallinatura dei fori, dopo di che il foro viene alesato ad un preciso diametro. Un'altra tipica applicazione è il re-peening di fori dove sono stati rimossi per manutenzione boccole o cuscinetti. Queste applicazioni sono abbastanza critiche da realizzare, infatti tanto più piccolo è il foro, tanto più piccolo deve essere il flap e di conseguenza tanto più difficile è ottenere un angolo di impatto ottimale. L'angolo di impatto che trasferisce la maggior quantità di energia al componente è di 90° , ma è difficile da ottenere su fori di piccole dimensioni, per sopperire a questa carenza si incrementa la velocità di rotazione in modo da trasferire comunque la corretta quantità di energia acciocché le specifiche siano soddisfatte. Un altro utilizzo del flap peening è il trattamento post cromatura: infatti per alleviare il dannoso stato tensionale di trazione che si genera sul componente meccanico a seguito della cromatura, si esegue appunto un flap peening che incrementa per altro il limite di fatica [1].

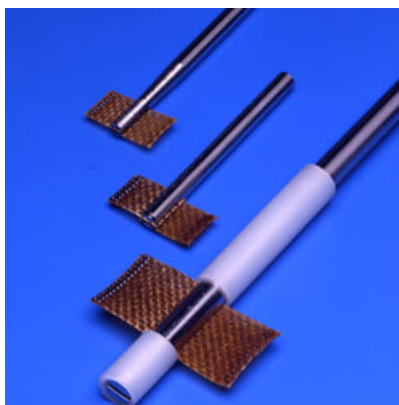


Figura 1.9-Flap



Figura 1.10-Esempio di flap peening

1.11 Peen forming

Il processo del peen forming viene adottato in lavorazioni di precisione dove occorre dare forma ad un componente metallico di forma complessa, si esegue introducendo uno sforzo residuo superficiale di compressione, che provoca la distorsione controllata del componente [1]. Le applicazioni tipiche sono per componenti strutturali in alluminio, quali le fusoliere degli aeroplani e la struttura che sostiene le ali del velivolo. Il peen forming viene inoltre utilizzato per correggere errori di forma dovuti a precedenti lavorazioni quali: lavorazioni a macchina, trattamenti termici e altre lavorazioni che comportano una distorsione del componente meccanico. In tal caso le applicazioni tipiche sono per longheroni, traverse e paratie. La distorsione si manifesta tipicamente su componenti di pregio ricavati dal pieno per lavorazione a macchina. Nel corso degli anni sono stati sviluppati una serie di metodi previsionali, tra cui quello FEM, al fine di prevedere il risultato prima di realizzare l'operazione di peen forming. Attualmente i modelli di previsione teorica sono in grado di fornire una stima con errore accettabile solamente per pezzi di complessità bassa o media, per cui molto spazio viene lasciato ancora oggi all'esperienza degli operatori.

Il principio di funzionamento del peen forming non è molto diverso da quello dello shot peening convenzionale: per fornire al componente meccanico la forma voluta, esso viene colpito con sferette di diversa massa, durezza ed

intensità, in modo tale che lo sforzo di compressione sia quello voluto e che il componente acquisisca la forma desiderata [1].

Le macchine che realizzano il peen forming si dividono in due grandi tipologie: macchine centrifughe e macchine ad aria compressa. Le macchine centrifughe vengono principalmente adottate in caso di grandi componenti, in quanto sono in grado di ricoprire in breve tempo una grande superficie. Il limite per questo tipo di macchine è costituito dalla limitata precisione e dal limitato numero di forme che sono in grado di trattare. Macchine di tipo centrifugo possono essere facilmente automatizzate; tipicamente la macchina resta ferma ed è il componente ad essere guidato nel flusso di pallini [1].

L'altro tipo di macchine che viene utilizzato è quello delle macchine ad aria compressa. Si tratta di una soluzione che conferisce maggiore precisione e può essere gestita sia manualmente dall'operatore, che attraverso controllo numerico; grazie alla maggiore precisione si riduce anche la necessità di avere maschere nelle zone che non devono essere pallinate. Lo svantaggio rispetto alle macchine centrifughe è una minore produttività e quindi un costo leggermente maggiore. Le macchine ad aria compressa sono disponibili sia in circuito chiuso che in circuito aperto, quelle in circuito chiuso sono le più efficienti in quanto sono in grado di recuperare gli shot direttamente alla fonte [1].

Per quanto riguarda invece il tipo di pallini che viene impiegato, la dimensione è figlia del particolare tipo di distorsione che si vuole realizzare; i materiali utilizzati sono: acciaio e ceramica. I pallini in ceramica presentano una maggiore durezza e sono quindi in grado di trasferire una maggiore quantità di energia, vengono tipicamente impiegati su pezzi di piccole dimensioni e a bassa intensità. Per quanto riguarda invece i pallini in acciaio vengono impiegati sia i cut-wire sia i cast steel.

L'intensità viene misurata come di consueto con le Almen test strip; esiste una relazione fra l'intensità e la forma ottenuta. L'intensità viene controllata scegliendo la grandezza dei pallini, la loro durezza e l'entità del precarico che viene applicato. In generale più spesso è la sezione, maggiore è l'intensità ed il precarico richiesti. Senza l'applicazione di un precarico l'efficacia del peen forming si riduce fortemente; l'intensità del precarico varia da leggera a molto

intensa. Per applicazioni dove viene applicato un elevato precarico è indispensabile un attento controllo dal momento che l'applicazione del carico è molto vicina al limite di snervamento del materiale. Il metodo più sicuro per monitorare la deformazione indotta e controllare il precarico è l'applicazione di estensimetri sul componente [1].

Una volta realizzata l'operazione di peen forming si verifica che il grado di copertura sia quello voluto e che lo stato di finitura superficiale sia congruo al tipo di applicazione che si desidera. Per applicazioni a fatica, dove è importante avere una buona finitura superficiale (effetto di intaglio più ridotto) si può ripallinare il componente con sferette più piccole, eseguire una sabbiatura oppure un elettrolucidatura. Ripallinare il componente con sferette di dimensioni più ridotte è spesso la strada che viene seguita in quanto sebbene non si riesca a raggiungere un elevato livello di finitura è il metodo più semplice e veloce. Sabbiare il componente porta ad avere una finitura superficiale decisamente migliore, ma al contempo rimuove un sottile strato superficiale e cambia lo stato di sollecitazione di compressione, che diminuisce; per tanto l'operazione di sabbiatura va realizzata solo dove occorre e prestando grande attenzione [1].

Il peen forming può essere realizzato sia manualmente che automatizzato; ad oggi l'automatizzazione è poco diffusa e si predilige l'utilizzo di un operatore. Tutto ciò ha come diretta conseguenza una riproducibilità dei risultati non molto elevata; tuttavia l'automatizzazione è abbastanza complessa da realizzare e limitata ad applicazioni molto rare e precise come la realizzazione del guscio delle ali degli aeroplani.

In contrapposizione al peen forming può essere realizzata l'operazione di peen straightening, tale operazione viene realizzata per eliminare una curvatura non desiderata nel componente. Sebbene il processo sia molto simile al peen forming come modalità di esecuzione, si diversifica per le finalità. In generale rispetto al peen forming si assiste ad una diminuzione dell'intensità, della grandezza dei pallini e dal precarico che viene applicato.

1.12 Analisi degli sforzi residui tramite diffrazione ai raggi X e caratterizzazione quantitativa del processo di peening

L'operazione di shot peening, come già sottolineato più volte, è in grado di lasciare sul componente meccanico uno sforzo residuo di compressione, che genera un miglioramento del comportamento a fatica, dal momento che le cricche non propagano quando lo sforzo è di compressione. Per quantificare lo sforzo di compressione che viene lasciato effettivamente sul componente senza utilizzare un metodo distruttivo, è stato introdotto l'impiego dei raggi X [1]. Tale tecnica consente di: 1) identificare il gradiente di sforzo presente nel componente meccanico; 2) determinare la resistenza a fatica del componente; 3) ottimizzare e validare il processo; 4) controllare ed eliminare fattori che possono ridurre la vita del componente; 5) monitorare il processo e la qualità del prodotto; 6) validare risultati di failure analysis; 7) quantificare e tracciare lo stato di sforzo di un componente durante il suo ciclo di vita.

Quello che avviene quando si realizza lo shot peening sul componente è la realizzazione di uno strato di compressione superficiale legato all'impatto dei pallini; la deformazione dello strato superficiale comprende una parte elastica ed una plastica, per assecondare tale deformazione anche il reticolo metallico sottostante si deforma in modo elastico. Una volta conclusasi l'operazione di peening la zona superficiale recupera parzialmente la deformazione che aveva in precedenza, ma la componente di deformazione plastica permane; contemporaneamente lo strato metallico sottostante cerca di recuperare la deformazione elastica che ha subito in precedenza, ma non riesce a farlo completamente a causa della distorsione permanente che si manifesta sullo strato superficiale. In tal modo si assiste alla formazione di uno stato di sforzo residuo di compressione negli strati superficiali e di trazione in quelli sottostanti [1]. Il massimo sforzo di compressione superficiale è leggermente sotto la superficie e la sua entità dipende dalle caratteristiche di peening e del materiale.

Grazie ai metodi XRD (X-Ray Diffraction) è possibile determinare lo stato di tensione che si è generato sul componente in maniera non distruttiva e con

risultati che approssimano bene il valore reale di sforzo residuo. Perché sia possibile eseguire un'analisi con raggi X è necessario che la matrice del componente abbia struttura a grani cristallini, come normalmente si osserva nei metalli e nelle leghe metalliche. La tecnica XRD consente di misurare la distanza fra piani cristallini, definita d-distance; quando un materiale è sottoposto ad uno sforzo di trazione la d-distance aumenta, mentre quando è sottoposto ad uno sforzo di compressione la d-distance diminuisce; in tal modo è possibile definire lo stato di sforzo sul componente. La presenza di uno sforzo residuo nel materiale produce uno sfasamento nella posizione angolare del picco di diffrazione del raggio X, tale sfasamento viene misurato direttamente da un detector [1].

Gradienti dello stato di sforzo sulla superficie di un componente pallinato sono normalmente presenti e tendono a diminuire di intensità quando il grado di copertura si avvicina al 100%, tuttavia in certi casi non è possibile eliminare la presenza di tale gradiente, in quanto deriva da lavorazioni precedenti, quali ad esempio fresatura ed altre lavorazioni per asportazione di truciolo; in tal caso l'effetto di tensionatura introdotto con la pallinatura non è comunque in grado di eliminare tale gradiente.

Modificando i parametri di peening si modifica anche lo stato di tensionatura presente sul componente, lo stato di sforzo può essere descritto come una funzione della profondità. Tale stato può essere determinato rimuovendo materiale per elettroerosione e valutando ad ogni strato lo stato di sforzo, in tal caso però bisogna considerare l'effetto di rilassamento che si ha per via della rimozione degli strati superficiali e correggerlo. Tutto ciò viene fatto per determinare la combinazione migliore di parametri di peening in grado di fornire lo stato di sforzo ottimale sul componente [1].

L'efficacia dello shot peening dipende se consideriamo applicazioni di low cycle fatigue (LCF) o di high cycle fatigue (HCF). Come già sottolineato più volte l'azione benefica dello shot peening è quella di lasciare uno sforzo residuo di compressione superficiale sul componente, che ostacola la propagazione delle cricche a fatica e induce un incremento del limite di fatica, spesso anche considerevole. Lo svantaggio è però un peggioramento dello stato di finitura superficiale del componente, che non può essere più di tanto migliorato.

Quello che si osserva è che nel campo della fatica a termine, soprattutto per un numero di cicli pari a circa 10^4 , il vantaggio dato dalla pallinatura è molto ridotto: non si osserva infatti un apprezzabile incremento del limite di fatica nelle curva di Wöhler; ciò è dovuto al fatto che in LCF gli sforzi tollerati sono maggiori e il componente risente di più dell'intensificazione dello stato di sforzo legato a un maggiore effetto di intaglio superficiale [1]. In HCF invece il vantaggio della pallinatura è decisamente maggiore con un vantaggioso incremento del limite di fatica (anche dell'ordine del 100%) [1].

Se si vuole avere un grado di copertura effettivo sul componente del 100% si deve realizzare una copertura del 120÷200%, ciò è dovuto al fatto che il processo è random e alcune zone potrebbero risultare più investite dagli shot rispetto ad altre. Si osserva in generale che il massimo sforzo di compressione lo si ottiene su un componente applicando un grado di copertura del 80% e non del 100%, questo è dovuto al fatto che oltre l'80% di copertura alcune zone risentono di un incrudimento eccessivo. Bisogna tenere in considerazione tale fattore per riuscire ad ottenere lo stato di compressione voluto.

Un'altra considerazione va spesa per componenti pallinati che lavorano ad alta temperatura, per tali componenti bisogna tenere in considerazione l'effetto dato dall'incremento di temperatura che tende ad ingrossare il grano e a far diventare il comportamento del materiale sempre più elasto-plastico, con diminuzione del limite elastico. Per applicazioni critiche, come possono essere le pale delle turbine, la scelta dei parametri di shot peening avviene monitorando durante tutto il range di vita del componente l'entità dello sforzo di compressione presente, dal momento che la realizzazione di un modello previsionale è troppo complessa e il risultato sarebbe eccessivamente approssimato [1].

1.13 Laser shock processing

Il laser shock peening è nato come applicazione per migliorare le prestazioni delle turbine aeronautiche all'impatto di oggetti; in seguito l'impiego è stato esteso dal momento che si è osservato che componenti trattati tramite questo processo subivano un incremento delle loro caratteristiche in termini di resistenza a fatica [1]. Il laser shock peening ha il seguente principio di funzionamento: un raggio laser ad elevata ampiezza colpisce la superficie da trattare per un tempo molto breve; la trasmissione di energia è meccanica, attraverso la shock wave, non termica. I dispositivi che vengono comunemente utilizzati hanno un range di funzionamento che arriva fino a 6 Hz con un'energia trasmessa per output di circa 50 J per impulso; gli impulsi laser durano da 6 a 40 ns [1].

Prima di poter colpire la superficie con il raggio laser è necessario ricoprirla con una superficie opaca al raggio, questa precauzione serve per evitare che il raggio laser vada a colpire direttamente la superficie creando un contatto termico. Dopo di che si procede ricoprendo la superficie da trattare attraverso un secondo rivestimento, questa volta trasparente al laser. Questo secondo rivestimento serve per confinare il plasma, che si genera per effetto del raggio laser sulla superficie del rivestimento opaco, contro la superficie del componente trattato. Questo secondo rivestimento è tipicamente realizzato attraverso un film di acqua, che è il rivestimento più semplice e meno costoso, talvolta si adottano anche rivestimenti in quarzo oppure in vetro [1].

Solo dopo aver completato i due rivestimenti è possibile colpire la superficie del componente con il raggio laser, l'energia di tale raggio viene assorbita dal rivestimento opaco e trasferita di conseguenza al componente, vaporizzando il metallo e formando plasma. La temperatura del plasma aumenta rapidamente grazie all'ulteriore raggio laser in arrivo, ma l'espansione termica del plasma è limitata dalla presenza dello strato trasparente; in tal modo si genera un aumento di pressione molto rapido che causa una shock wave che investe il componente (Figura 1.11). Tale onda shock realizza sul componente una deformazione plastica e, quindi, uno sforzo di compressione; la deformazione plastica e lo stato di compressione diminuiscono all'aumentare della

profondità. Ad ogni modo lo spessore che si riesce ad ottenere è abbastanza elevato, supera anche il millimetro (fino a 2,5 mm) e risulta per tanto maggiore di quello che si può ottenere con un tradizionale shot peening (tipicamente qualche decimo di millimetro) [1].

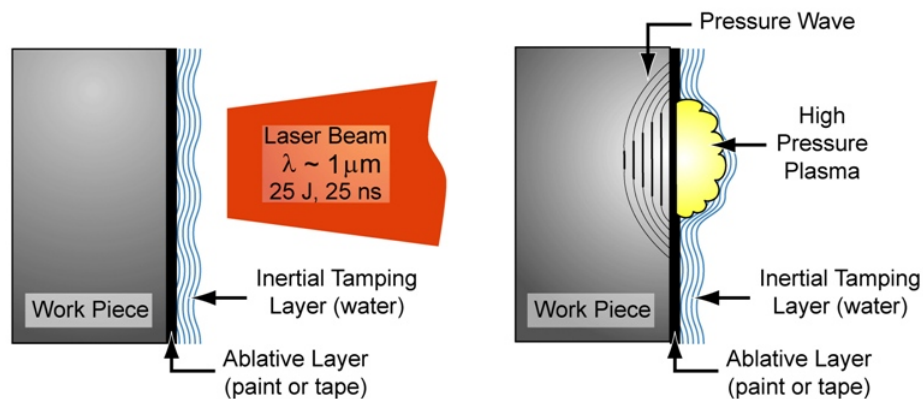


Figura 1.11-Laser peening

Il trattamento si diversifica a seconda che il componente da trattare sia sottile (spessore minore di 6 mm), oppure più spesso. Se il componente è sottile viene processato contemporaneamente da due raggi laser che lavorano in direzioni opposte, dal momento che l'utilizzo di un solo laser potrebbe generare una distorsione nel pezzo.

Il parametro che controlla il valore dello sforzo di compressione che viene lasciato sul componente e la profondità di trattamento è l'intensità di irraggiamento del raggio laser, ovvero sia la potenza applicata per unità di superficie; infatti al crescere della potenza per unità di superficie aumenta il picco della shock wave e, di conseguenza, anche il valore dello sforzo di compressione e la profondità dello strato trattato. Acciocché i benefici del laser shock processing siano apprezzabili è necessario che il componente sia colpito da un treno di almeno tre raggi.

Una delle differenze fondamentali tra il laser shock processing e lo shot peening è la differente deformazione plastica che si ottiene: utilizzando il

raggio laser alla massima intensità si può arrivare ad ottenere una deformazione plastica superficiale del 10%, anche se i valori più comuni si attestano fra l'1 e l'8%; con lo shot peening invece la deformazione plastica nello strato superficiale va dal 20 al 40% e oltre. Questo fa sì che lo sforzo residuo di compressione introdotto con il laser è soggetto a rilassamento termico a temperature più basse e per brevi esposizioni temporali rispetto a quello ottenuto attraverso la classica pallinatura [1].

Le applicazioni principali del laser shock processing sono nel campo delle applicazioni per fatica: si ha infatti un netto aumento della resistenza a fatica del componente. L'incremento maggiore della resistenza a fatica si ottiene in sezioni di ridotto spessore, in corrispondenza di un punto dove si ha un incremento del fattore di intensificazione degli sforzi, sia esso un foro, uno spigolo, un'inclusione ... Per una lega di titanio di ridotto spessore si assiste ad un incremento del ΔK necessario per far iniziare a propagare la cricca di circa 3 volte. Passando a trattare componenti di sezione maggiore, su di essi di solito il laser viene adottato per incrementare la resistenza in fori su alberi o ali e quindi in punti dove è presente un maggiore fattore di intensificazione degli sforzi. L'incremento della resistenza a fatica del componente è minore che non nel caso di spessore ridotto, ma è comunque considerevole: per una lega di Al della serie 7000 si ottiene un incremento del limite di fatica del 26% rispetto ad un componente non trattato (dimostrandosi anche più efficace della pallinatura tradizionale + 15%) [1].

Va considerato infine il fatto che su molti materiali l'utilizzo del laser shock processing fornisce un incremento della resistenza a corrosione e allo stress corrosion cracking.

2 Metodi di verifica a fatica e applicazione a componenti pallinati

L'operazione di shot peening fornisce risultati apprezzabili in termini di incremento del limite di fatica soprattutto su componenti che presentano un effetto di intaglio. Infatti in componenti intagliati, la deformazione plastica presente all'apice dell'intaglio, con relativo stato di sforzo di compressione, fa diminuire in misura considerevole il livello di sforzo, rallentando la crescita delle cricche.

Esistono vari metodi che consentono il calcolo del limite di fatica di componenti intagliati che sono stati sottoposti a shot peening. Possono essere distinti in quattro categorie: 1) metodi che seguono l'approccio della meccanica della frattura, 2) metodi che si basano sul calcolo della distanza critica, 3) metodi basati sul calcolo del limite di fatica locale secondo l'approccio di Eichlseder, 4) metodo FKM, secondo l'approccio degli sforzi nominali e secondo l'approccio degli sforzi locali. Attraverso questi vari approcci è possibile calcolare il limite di fatica del componente pallinato e, dunque, verificare se questo è in grado di resistere a fatica per il numero di cicli previsto. Gli effetti che lo shot peening comporta sono i seguenti: formazione di uno sforzo residuo di compressione, incrudimento superficiale e peggioramento delle condizioni di finitura superficiale del componente. I metodi considerano alcuni o tutti questi fattori e vengono di seguito analizzati in dettaglio, limitatamente al caso monoassiale.

Per ciascuno di essi sono messi in luce i parametri necessari per la loro corretta applicazione e il campo in cui è possibile applicarli con successo.

2.1 Metodi basati sull'approccio della meccanica della frattura e metodi empirici basati sul calcolo di ΔK_{th}

Come accennato nell'introduzione, uno dei metodi per il calcolo del limite di fatica di componenti intagliati, trattati tramite shot peening consiste nell'applicazione della meccanica lineare della frattura.

Smith e Miller [2] e Taylor [3,4] hanno dimostrato che un intaglio sotto certe condizioni può essere modellato come una cricca, applicando la LEFM (Linear Elastic Fracture Mechanics) e approssimando la lunghezza della cricca con la profondità dell'intaglio. Tale approssimazione vale solo nel caso di effetti di intaglio caratterizzati da una geometria semplice, come un intaglio a V o a U, dove l'effetto di intaglio può essere paragonato a quello di una cricca equivalente avente lunghezza pari alla profondità dell'intaglio. Seguendo l'approccio definito da Lazzarin et al. [5] il range del limite di fatica di un componente intagliato può essere stimato secondo la (2.1):

$$\Delta\sigma_{g,th} = \frac{\Delta K_{I,th}^V}{\sqrt{\pi} \left(\alpha_\gamma^{1/\gamma} a + a_0^V \right)^\gamma} \quad (2.1)$$

Dove $\Delta\sigma_{g,th}$ è il range del limite di fatica del componente intagliato, mentre α_γ è un parametro che dipende dalla posizione della cricca (ovvero dell'intaglio) nel componente, a è la profondità di intaglio, γ è un parametro che dipende dall'angolo di apertura dell'intaglio, mentre $\Delta K_{I,th}^V$ e a_0^V sono date nelle equazioni (2.2) e (2.3) rispettivamente:

$$\Delta K_{I,th}^V = \beta_{LEFM} \Delta\sigma_0^{(1-2\gamma)} \Delta K_{th}^{2\gamma} \quad (2.2)$$

$$a_0^V = \left(\frac{\Delta K_{I,th}^V}{\sqrt{\pi} \Delta\sigma_0} \right)^{1/\gamma} \quad (2.3)$$

Nella (2.2) e nella (2.3) $\Delta\sigma_0$ e ΔK_{th} sono rispettivamente il range del limite di fatica del materiale e il threshold stress intensity range del materiale. β_{LEFM} è un coefficiente che dipende dall'angolo di apertura dell'intaglio [5].

La validità della (2.1) dipende dal tipo di intaglio presente nel componente, in particolare è possibile applicarla solo in caso di un marcato effetto di intaglio: Lazzarin et al. hanno dimostrato la validità di tale equazione con K_t che variano da 3 a 30. La (2.1) è stata validata per componenti realizzati in acciaio e testati sia a flessione rotante che a fatica assiale.

In caso di effetti di intaglio di dimensioni più ridotte, ad esempio un componente che contiene un difetto superficiale o interno è possibile utilizzare la relazione empirica proposta da Murakami [6]:

$$\Delta K_{th} = 3.3 * 10^{-3} (HV + 120) (\sqrt{area})^{1/3} \quad (2.4)$$

Tale approssimazione vale per acciai, per un rapporto di ciclo $R = -1$ e per un \sqrt{area} (ovvero sia la radice quadrata del difetto) minore od uguale ad 1mm. Nella (2.4) per "area" si intende l'area del difetto proiettata perpendicolarmente all'asse di sforzo. Acciocché la formula fornisca risultati attendibili la durezza del componente non deve superare i 720 HV. Si osserva che non c'è alcuna dipendenza nella formula dallo sforzo di compressione introdotto attraverso l'operazione di peening. Se il rapporto di ciclo R è diverso da -1 la formula (2.4) va corretta come segue:

$$\Delta K_{th} = 3.3 * 10^{-3} (HV + 120) (\sqrt{area})^{1/3} \left(\frac{1 - R}{2} \right)^\alpha \quad (2.5)$$

Dove $\alpha = 0,226 + HV * 10^{-4}$; grazie alla (2.5) è possibile tenere in considerazione l'effetto di sforzo di compressione introdotto con lo shot peening nel rapporto di ciclo R. Si osserva che la (2.5) fitta meglio i risultati che si osservano sperimentalmente.

Un'ulteriore modifica per migliorare la (2.5) è stata introdotta da Guagliano e Fernandez Pariente [7]; tale modifica prende in considerazione un indice di incrudimento superficiale: l'FWHM. Tale indice viene ricavato tramite analisi X-

ray della superficie trattata ed è collegato all'ampiezza del picco di diffrazione a metà del massimo valore di diffrazione. Questa quantità è legata alla distorsione del grano cristallino, alla densità di dislocazioni del reticolo cristallino e ai micro sforzi residui di II tipo. Viene assunto come un indice di incrudimento del materiale: maggiore è l'FWHM, maggiore è l'incrudimento superficiale.

Esprimendo il rapporto di ciclo in funzione dello stress intensity factor e introducendo la presenza dello sforzo residuo di compressione attraverso K_{res} si ottiene la seguente equazione:

$$R_{\Delta K} = \frac{K_{min}}{K_{max}} = \frac{K_{appl,min} + K_{res}}{K_{appl,max} + K_{res}} \quad (2.6)$$

Dal momento che lo sforzo residuo di compressione introdotto attraverso l'operazione di peening può rilassare ciclicamente (soprattutto nei primi cicli), può essere più corretto introdurre nella (2.6) lo sforzo residuo misurato dopo qualche migliaio di cicli. Introducendo $R_{\Delta K}$ e l'FWHM nella (2.5) il risultato che si ottiene è il seguente:

$$\Delta K_{th} = 3.3 * 10^{-3} (HV + 120) (\sqrt{area})^{1/3} \left(\frac{1 - R_{\Delta K}}{2} \right)^{\alpha} \left(\frac{FWHM_P}{FWHM_{NP}} \right) \quad (2.7)$$

Dove $FWHM_P$ e $FWHM_{NP}$ indicano rispettivamente l'FWHM del componente trattato tramite peening e di quello non trattato. L'FWHM si rivela un parametro in grado di stimare più correttamente il fenomeno di incrudimento superficiale e la (2.7) è in grado di approssimare con un ridotto errore (pochi punti percentuali) il comportamento a fatica del componente trattato attraverso shot peening [7].

2.2 Metodo della distanza critica

Il campo di sforzo locale attorno ad un effetto di intaglio, o ad un qualsiasi fattore di intensificazione dello stato di sforzo, può essere rappresentato in forma semplice plottando lo sforzo come una funzione della distanza lungo una linea che inizia al centro dell'effetto di intaglio. Tracciando lo sforzo massimo principale e assumendo un comportamento elastico lineare del materiale si nota che se si stima il limite di fatica all'apice dell'intaglio si ottiene un risultato che non è molto congruente con quanto osservato sperimentalmente: infatti si assiste ad una notevole sottostima del limite di fatica [8,9]. Neuber [10] e Peterson [11] per primi proposero una soluzione a questo problema, formalizzando le basi della TCD (Theory of Critical Distances). Secondo la TCD il cedimento di un componente intagliato a fatica si manifesta nel momento in cui ad una determinata distanza dall'apice dell'intaglio viene uguagliato il limite di fatica di un componente realizzato con lo stesso materiale, ma senza la presenza dell'effetto di intaglio. Neuber aprì la strada del cosiddetto line method (LM), mentre Peterson del point method (PM). Ovvero sia secondo Neuber il calcolo dello sforzo da confrontare con il limite di fatica del componente non intagliato doveva essere effettuato mediando lo sforzo lungo una linea di lunghezza uguale a quella del grano cristallino. Peterson invece pochi anni dopo osservò che lo sforzo da confrontare con il limite di fatica del componente non intagliato andava calcolato semplicemente ad una certa distanza dall'apice dell'intaglio. Purtroppo negli anni '50 non erano ancora in voga solutori di tipo FE per valutare il comportamento lineare elastico di un componente all'apice di un effetto d'intaglio e quindi Neuber e Peterson proposero le note seguenti formulazioni semplificate per la stima di un coefficiente di intaglio a fatica:

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + \sqrt{\frac{a^*}{r_n}}} \quad (2.8)$$

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + \sqrt{\frac{a'}{r_n}}} \quad (2.9)$$

La (2.8) è stata proposta da Neuber, mentre la (2.9) è stata introdotta da Peterson. In entrambe le equazioni r_n è il raggio dell'intaglio mentre a^* ed a' sono due distanze critiche che dipendono dalla natura del materiale.

I problemi sopracitati sono stati superati grazie all'utilizzo di un approccio FE per la determinazione del campo di sforzo lineare elastico, anche in componenti caratterizzati da una geometria complessa, e grazie all'utilizzo della meccanica lineare della frattura (LEFM) per il calcolo della distanza critica.

Inoltre la TCD può essere formalizzata mediando lo sforzo su un'area o un volume: questi due metodi sono definiti rispettivamente area method (AM) e volume method (VM); per entrambi la lunghezza di riferimento che definisce la grandezza del dominio di integrazione è una proprietà del materiale [12].

Come già detto secondo la TCD un materiale intagliato raggiunge il proprio limite di fatica nel momento in cui lo sforzo massimo principale alla distanza critica eguaglia il limite di fatica del componente non intagliato. Sfruttando la meccanica lineare della frattura è possibile definire la lunghezza caratteristica del materiale L come l'intersezione delle due curve che costituiscono il diagramma di Kitigawa-Takashi (Figura 2.1) [13].

Tale diagramma esprime la relazione fra l'ampiezza limite di fatica σ_a e la grandezza di cricca. Per un determinato rapporto di ciclo $R = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{min}}$, le curve possono essere approssimate attraverso due asintoti: il primo orizzontale rappresentante il comportamento del materiale in presenza di cricche corte, il secondo invece descritto dalla LEFM. Il parametro di transizione L è definito dall'intersezione dei due asintoti [13].

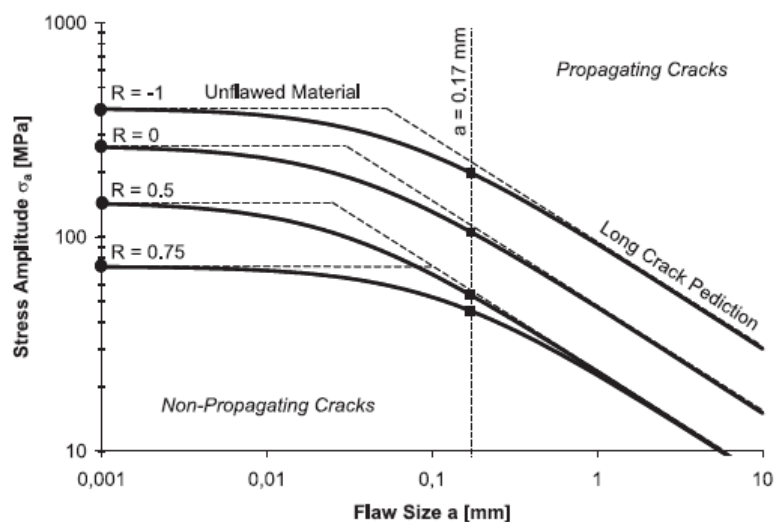


Figura 2.1-Diagramma di Kitigawa e Takashi per l'acciaio QT S45C con cricca pari a 0,17 mm [13]

La lunghezza caratteristica L può essere calcolata secondo la relazione di El Haddad [14]:

$$L = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{th}}{\Delta \sigma_0} \right)^2 \quad (2.10)$$

Dove ΔK_{th} è il valore soglia dello stress intensity range e $\Delta \sigma_0$ è range del limite di fatica del materiale, determinato attraverso prove sul componente non intagliato nella stessa modalità di carico (trazione o flessione) e con lo stesso rapporto di ciclo; si osserva che la lunghezza caratteristica L dipende da due proprietà caratteristiche del materiale, pertanto anch'essa può essere considerata come una proprietà caratteristica del materiale.

La distanza critica a cui calcolare il valore dello sforzo massimo e confrontarlo con il limite di fatica del componente non intagliato cambia a seconda che si consideri il PM oppure il LM. Infatti nel PM lo sforzo viene calcolato ad una distanza pari a $L/2$ dall'apice dell'intaglio, mentre nel LM viene mediato lungo una distanza pari a $2L$ a partire dall'apice dell'intaglio [12]. Per stimare correttamente la distanza critica è quindi necessario conoscere il valore di ΔK_{th} per un provino nelle stesse condizioni di trattamento.

Un limite dell'applicazione della TCD può essere costituito dal fatto che la determinazione del ΔK_{th} per lo specifico materiale può essere affetta da errore, infatti pochi dati sono spesso disponibili in letteratura. Tuttavia come osservato da Taylor [12] e come mostrato da Olmi et al. [15] facendo variare il ΔK_{th} anche in maniera significativa (del 25%) non si osservano apprezzabili discrepanze nel calcolo del limite di fatica.

Sebbene quindi la TCD non sia stata sviluppata direttamente per componenti pallinati è in grado di tenere in considerazione lo sforzo residuo di compressione introdotto, infatti più alto è il valore dello sforzo massimo residuo, più basso è il valore dello sforzo medio alla distanza critica e di conseguenza più è alto il valore critico di sforzo sopportabile.

I risultati che si ottengono nell'applicazione del TCD per il calcolo del limite di fatica di componenti trattati attraverso shot peening sono affetti da un errore che si attesta tipicamente in un range del $\pm 20\%$ [15].

2.3 Metodi locali secondo Eichlseder

I metodi di fatica locali sono stati introdotti da W. Eichlseder [16] e descrivono il comportamento a fatica di un componente in presenza di un effetto di intaglio. Il limite di fatica del componente viene determinato dopo aver calcolato la distribuzione dello stato di sforzo attraverso un modello FE.

Secondo Eichlseder la valutazione del comportamento di componenti di forma generica sotto un carico ciclico richiede curve S-N (sforzo-numero di cicli) in un ampio range di intagli, che possono essere determinati unicamente per mezzo di simulazioni di calcolo. La maggior parte dei modelli per il calcolo delle curve S-N considera gli effetti di intaglio attraverso fattori di intensificazione degli sforzi. Ma in componenti in cui lo stato di sforzo viene determinato via FEM, questi fattori non sono disponibili e quindi tali modelli non possono essere utilizzati per il calcolo del limite di fatica di tali strutture.

Le curve S-N possono essere descritte dal limite di fatica σ_f , dalla pendenza k e dal numero di cicli al limite di fatica N_D , mentre N_i descrive il numero di cicli per cui il componente può resistere allo stato di sforzo espresso da σ_{ai} :

$$N_i = N_D \left(\frac{\sigma_f}{\sigma_{ai}} \right)^k \quad (2.11)$$

Per descrivere l'effetto di intaglio è possibile utilizzare il gradiente dello stato di sforzo [16]:

$$\chi = \frac{d\sigma}{dx} \quad (2.12)$$

Spesso al posto del gradiente dello stato di sforzo si preferisce utilizzare il gradiente relativo [16]:

$$\chi' = \frac{1}{\sigma_{max}} \frac{\partial \sigma}{\partial x} \quad (2.13)$$

Il gradiente relativo dello stato di sforzo χ' di un provino flessa con diametro pari a b corrisponde a $\chi'=2/b$. Se il limite di fatica locale σ_f del materiale viene descritto come una funzione del gradiente relativo dello stato di sforzo due punti sono noti: il limite di fatica σ_{tf} di un componente non intagliato sottoposto a sforzo di trazione, con un gradiente dello stato di sforzo pari a 0, e il limite di fatica σ_{bf} del componente flessa con gradiente relativo pari a $\chi'=2/b$. Per descrivere il limite di fatica di un componente con un gradiente dello stato di sforzo generico è necessario eseguire un'interpolazione tra questi due valori.

Per effettuare tale interpolazione si utilizza una relazione di tipo esponenziale, caratterizzata dall'esponente K_D [16]:

$$\sigma_f = \sigma_{tf} \left[1 + \left(\frac{\sigma_{bf}}{\sigma_{tf}} - 1 \right) \left(\frac{\chi'}{\frac{2}{b}} \right)^{K_D} \right] \quad (2.14)$$

L'esponente K_D descrive come σ_f si comporta tra σ_{tf} e σ_{bf} ed è caratteristico per un determinato tipo di materiale. Mentre σ_{bf} e σ_{tf} sono rispettivamente i limiti di fatica in condizioni di flessione e trazione uniforme. I due limiti di fatica necessari per il funzionamento del criterio e la costante del materiale K_D vengono determinati attraverso prove su un provino non intagliato, realizzato con il medesimo materiale.

X' definito anche come RSG (Relative Stress Gradient) dipende ovviamente dal rapporto di ciclo. La (2.14) è stata pensata per un rapporto di ciclo $R = -1$; pertanto il limite di fatica calcolato secondo la (2.14) in presenza di un diverso rapporto di ciclo deve essere aggiustato considerando lo sforzo medio attuale del ciclo; tale operazione può essere fatta costruendo il diagramma di Haigh-Goodman. Come mostrato da Olmi et al. [15] per generalizzare il modello RSG al caso di componenti trattati attraverso shot peening si seguono i seguenti step: per prima cosa si determina la distribuzione totale dello stato di sforzo in corrispondenza dell'effetto di intaglio come somma dello sforzo dovuto all'applicazione del carico esterno al suo massimo valore e dello sforzo residuo di compressione associato all'operazione di shot peening. Il secondo step consiste nel calcolo dell'RSG (2.13) e per finire si sostituisce l'RSG calcolato nella (2.14) e si calcola il limite di fatica, correggendolo poi con l'attuale sforzo medio del ciclo. Dal momento che il gradiente in corrispondenza dell'effetto di intaglio può essere molto ripido, spesso è difficile determinare il valore puntuale del gradiente, a meno di utilizzare una mesh molto fitta, che innalza i tempi di calcolo e i costi. Tuttavia dal momento che il metodo proposto da Eichseder non è lineare, ma l'andamento è simile a quello di una curva logaritmica (K_D per gli acciai vale mediamente 0,3), esso presenta una buona robustezza di fronte a diversi valori di RSG: un errore dell'RSG del 30% comporta un errore sul limite di fatica pari a circa l'1÷3%.

Il metodo proposto da Eichseder richiede dunque la determinazione di tre parametri, tali parametri possono essere calcolati a partire da semplici test, ma nelle medesime condizioni di composizione chimica e di trattamenti termo-meccanici; questo è probabilmente il limite più evidente del metodo. Per contro si è dimostrato robusto ad un eventuale errore nella determinazione del gradiente dello stato di sforzo. Mediamente il limite di fatica calcolato secondo tale modello è afflitto da un errore percentuale di poco superiore al 10% [15].

Dal momento che il metodo non considera l'effetto di incrudimento superficiale, è possibile considerare tale effetto introducendo, come già visto nella (2.7), il parametro FWHM [17]:

$$\sigma_f = \sigma_{tf} \left[1 + \left(\frac{\sigma_{bf}}{\sigma_{tf}} - 1 \right) \left(\frac{\chi'}{\frac{2}{b}} \right)^{K_D} \right] \left(\frac{FWHM_P}{FWHM_{NP}} \right) \quad (2.15)$$

In tal modo si ottengono risultati che approssimano meglio il comportamento rilevato sperimentalmente [17].

2.4 Metodo FKM

La FKM-Guideline è una guida tedesca di riferimento per la progettazione di componenti meccanici [18]. Prende in considerazione due approcci per il calcolo del limite di fatica: 1) approccio secondo gli sforzi nominali, 2) approccio secondo lo sforzo locale. Di seguito vengono esaminati nel dettaglio entrambi i metodi e viene specificato come applicarli al caso dello shot peening. Viene affrontato, come già enunciato all'inizio del capitolo 2, solo il caso monoassiale.

2.4.1 FKM: calcolo del limite di fatica attraverso l'approccio degli sforzi nominali

Il limite di fatica per un componente non trattato e che non presenta effetti di intaglio né geometrici, né superficiali, per un rapporto di ciclo $R = -1$, può essere espresso come una frazione del carico di rottura a trazione [18]:

$$\sigma_{W,zd} = f_{W,\sigma} * R_m \quad (2.16)$$

Dove $f_{W,\sigma}$ rappresenta la riduzione del carico unitario di rottura; per gli acciai, nel caso di sforzo applicato normalmente, vale circa 0,4.

Per il calcolo del limite di fatica di componenti a cui è applicato uno sforzo di taglio si procede secondo la (2.17):

$$\tau_{W,s} = f_{W,\tau} * \sigma_{W,zd} \quad (2.17)$$

Dove $f_{W,\tau}$ per gli acciai vale 0,577.

Per procedere con il calcolo del limite di fatica tenendo in considerazione la presenza di effetti di intaglio, sforzi residui e rugosità superficiale è necessario introdurre i seguenti coefficienti [18]:

$$K_{WK,zd} = \left(K_{f,zd} + \frac{1}{K_{R,\sigma}} - 1 \right) \frac{1}{K_V * K_S * K_{NL,E}} \quad (2.18)$$

$$K_{WK,b} = \left(K_{f,b} + \frac{1}{K_{R,\sigma}} - 1 \right) \frac{1}{K_V * K_S * K_{NL,E}} \quad (2.19)$$

$$K_{WK,s} = \left(K_{f,s} + \frac{1}{K_{R,\tau}} - 1 \right) \frac{1}{K_V * K_S} \quad (2.20)$$

$$K_{WK,t} = \left(K_{f,t} + \frac{1}{K_{R,\tau}} - 1 \right) \frac{1}{K_V * K_S} \quad (2.21)$$

Il coefficiente $K_{WK,zd}$ si riferisce al caso di sforzo di trazione, $K_{WK,b}$ al caso di sforzo di flessione, $K_{WK,s}$ al caso di sforzo di taglio e $K_{WK,t}$ al caso di sforzo di torsione.

I coefficienti K_f si riferiscono alla presenza di un effetto di intaglio geometrico nel componente, $K_{R,\sigma}$ e $K_{R,\tau}$ si riferiscono alla rugosità superficiale del componente, K_V alla presenza di trattamenti superficiali, tra cui anche lo shot peening, K_S si riferisce alla presenza di rivestimenti sul componente, $K_{NL,E}$ è

relativo invece a componenti polimerici che presentano un comportamento che devia da quello lineare elastico.

Di seguito viene analizzato come ottenere i coefficienti delle equazioni (2.18), (2.19), (2.20) e (2.21).

Il calcolo del coefficiente K_f per sforzo di trazione, flessione, taglio e torsione viene eseguito rispettivamente nel seguente modo [18]:

$$K_{f,zd} = \frac{K_{t,zd}}{n_\sigma(r)} \quad (2.22)$$

$$K_{f,b} = \frac{K_{t,b}}{n_\sigma(r) * n_\sigma(d)} \quad (2.23)$$

$$K_{f,s} = \frac{K_{t,s}}{n_\tau(r)} \quad (2.24)$$

$$K_{f,t} = \frac{K_{t,t}}{n_\tau(r) * n_\tau(d)} \quad (2.25)$$

$n_\sigma(r)$ rappresenta il rapporto fra il coefficiente di intaglio teorico e il coefficiente di intaglio a fatica in funzione di r , ovvero sia del raggio dell'intaglio, mentre $n_\sigma(d)$ è il rapporto fra il coefficiente di intaglio teorico e il coefficiente di intaglio a fatica in funzione del diametro del componente (o della larghezza della sezione netta). Il pedice σ si riferisce ad uno sforzo normale, il pedice τ ad uno sforzo di taglio.

I coefficienti $n_\sigma(r)$ e $n_\sigma(d)$ sono calcolati in funzione del gradiente dello stato di sforzo $\bar{G}_\sigma(r)$ e $\bar{G}_\sigma(d)$ [18].

Per $\bar{G}_\sigma \leq 0,1 \text{ mm}^{-1}$ vale la seguente equazione:

$$n_\sigma = 1 + \bar{G}_\sigma * 10^{-\left(a_G^{-0.5} + \frac{R_m}{b_G}\right)} \quad (2.26)$$

Per $0,1 \text{ mm}^{-1} \leq \bar{G}_\sigma \leq 1 \text{ mm}^{-1}$ si ha:

$$n_\sigma = 1 + \sqrt{\bar{G}_\sigma} * 10^{-\left(a_G + \frac{R_m}{b_G}\right)} \quad (2.27)$$

Per $1 \text{ mm}^{-1} \leq \bar{G}_\sigma \leq 100 \text{ mm}^{-1}$ vale invece la seguente equazione:

$$n_\sigma = 1 + \sqrt[4]{\bar{G}_\sigma} * 10^{-\left(a_G + \frac{R_m}{b_G}\right)} \quad (2.28)$$

Per l'acciaio la costante a_G vale 0,5 ed è adimensionale, mentre b_G vale 2700 MPa. Acciocché n_σ sia un numero adimensionale è necessario moltiplicare il gradiente \bar{G}_σ per i mm. Se al posto di uno sforzo normale, si ha la presenza di uno sforzo di taglio occorre sostituire al pedice σ il pedice τ e al posto di R_m si sostituisce $f_{W,\tau} * R_m$ [18].

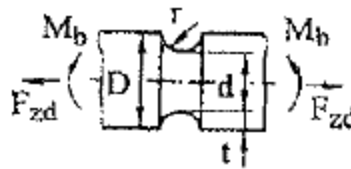
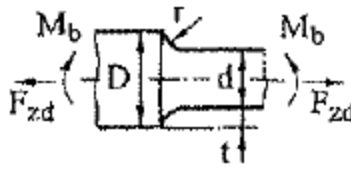
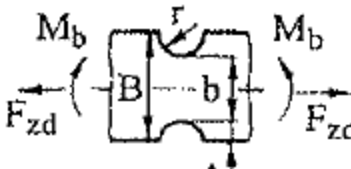
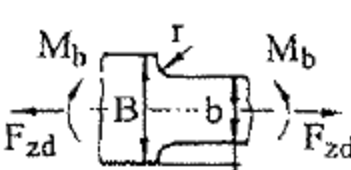
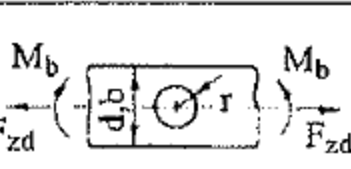
Per componenti che presentano un incrudimento superficiale, come ad esempio componenti trattati attraverso shot peening, il rapporto K_f-K_t è più basso che per componenti non trattati, ciò è dovuto al fatto che lo sforzo massimo ed il massimo gradiente si trovano normalmente sulla superficie del componente, che in caso di trattamento superficiale è anche quella che presenta la resistenza più elevata.

In caso di sforzo di flessione o di torsione, il gradiente dello stato di sforzo $\bar{G}_\sigma(d)$ può essere espresso come una funzione del diametro:

$$\bar{G}_\sigma(d) = \bar{G}_\tau(d) = \frac{2}{d} \quad (2.29)$$

La dipendenza di $\bar{G}_\sigma(r)$ dal raggio di intaglio può essere invece espressa in funzione del tipo di intaglio. Nella Tabella 2.1 è riportato il valore di $\bar{G}_\sigma(r)$ in funzione dei più comuni effetti di intaglio:

Tabella 2.1-Gradiente in funzione del tipo di intaglio [18]

Structural detail	$\bar{G}_\sigma(r)^{\diamond 2 \diamond 3}$	$\bar{G}_\tau(r)^{\diamond 4}$
	$\frac{2}{r} \cdot (1 + \varphi)$	$\frac{1}{r}$
	$\frac{2,3}{r} \cdot (1 + \varphi)$	$\frac{1,15}{r}$
	$\frac{2}{r} \cdot (1 + \varphi)$ $\diamond 5$	-
	$\frac{2,3}{r} \cdot (1 + \varphi)$ $\diamond 5$	-
 <p>Round specimen or flat member</p>	$\frac{2,3}{r}$ $\diamond 5$	-

Dove φ vale rispettivamente:

$$\begin{cases} \varphi = 0 & \text{per } \frac{t}{d} > 0.25 \\ \varphi = \frac{1}{4 * \sqrt{\frac{t}{r}} + 2} & \text{per } \frac{t}{d} \leq 0.25 \end{cases} \quad (2.30)$$

Definito come calcolare il coefficiente di intaglio, si procede definendo come calcolare il coefficiente di rugosità da introdurre nelle equazioni (2.18), (2.19), (2.20) e (2.21). Il coefficiente di rugosità definisce come la rugosità del componente influenza il limite di fatica. Per una superficie lucidata a specchio il coefficiente di rugosità $K_{R,\sigma} = K_{R,\tau} = 1$; se il componente non è stato lucidato il fattore di rugosità per il caso di sforzo normale e sforzo di taglio può essere calcolato rispettivamente secondo le equazioni (2.31) e (2.32) [18]:

$$K_{R,\sigma} = 1 - a_{R,\sigma} * \log\left(\frac{R_z}{\mu m}\right) * \log\left(\frac{2R_m}{R_{m,N,min}}\right) \quad (2.31)$$

$$K_{R,\tau} = 1 - f_{W,t} * a_{R,\sigma} * \log\left(\frac{R_z}{\mu m}\right) * \log\left(\frac{2R_m}{R_{m,N,min}}\right) \quad (2.32)$$

Dove $a_{R,\sigma}$ vale 0,22 per gli acciai, R_z è la rugosità media espressa in μm , R_m è il carico di rottura a trazione e $R_{m,N,min}$ è il valore minimo di resistenza a trazione, che per gli acciai viene posto pari a 400 MPa.

Per quanto riguarda la stima del coefficiente di trattamento superficiale, esso serve per tenere in considerazione il fenomeno di incrudimento superficiale che in alcune operazioni, come lo shot peening o la rullatura, comporta un incremento del limite di fatica [18]. Il coefficiente relativo al trattamento superficiale si definisce K_v e in mancanza di trattamenti vale 1. La guida FKM definisce un range da attribuire a tale coefficiente, il valore all'interno di tale range deve essere stabilito dall'utente. Nel caso di componenti trattati attraverso shot peening il fattore K_v è compreso fra 1,1 e 1,2 per componenti che non presentano effetti di intaglio, mentre è compreso fra 1,1 e 1,5 per componenti intagliati. Il valore maggiore di K_v per componenti intagliati è

legato al fatto che la deformazione plastica al di sotto dell'intaglio, provocato dall'operazione di shot peening, fa diminuire in misura considerevole il livello di sforzo, rallentando la crescita delle cricche.

È possibile dunque definire cosa si intende per K_s , ovvero sia per fattore di ricoprimento. Tale fattore deve essere considerato per le leghe di alluminio che vengono rivestite superficialmente e in tal caso si ha che $K_s < 1$. Per gli acciai si può porre invece $K_s = 1$.

Rimane da definire la costante $K_{NL,E}$ tale costante serve per considerare un eventuale comportamento del materiale che devia dal classico comportamento elastico lineare; per gli acciai e anche per le leghe di alluminio può essere posto pari a 1.

Il limite di fatica per un rapporto di ciclo $R = -1$ può essere calcolato, in riferimento ai coefficienti stimati secondo le equazioni (2.18), (2.19), (2.20) e (2.21) come segue [18]:

$$S_{WK,zd} = \frac{\sigma_{W,zd}}{K_{WK,zd}} \quad (2.33)$$

$$S_{WK,b} = \frac{\sigma_{W,zd}}{K_{WK,b}} \quad (2.34)$$

$$\tau_{WK,s} = \frac{\tau_{W,s}}{K_{WK,s}} \quad (2.35)$$

$$\tau_{WK,t} = \frac{\tau_{W,s}}{K_{WK,t}} \quad (2.36)$$

La (2.33) si riferisce al calcolo del limite di fatica in caso di sforzo di trazione, la (2.34) in caso di sforzo di flessione, la (2.35) in caso di sforzo di taglio e la (2.36) in caso di sforzo di torsione.

Consideriamo ora come la presenza di uno sforzo medio va ad influenzare il limite di fatica.

La presenza di uno sforzo medio va ad influenzare i limiti di fatica calcolati secondo le (2.33), (2.34), (2.35) e (2.36) come segue [18]:

$$S_{AK,zd} = K_{AK,zd} * K_{E,\sigma} * S_{WK,zd} \quad (2.37)$$

$$S_{AK,b} = K_{AK,b} * K_{E,\sigma} * S_{WK,b} \quad (2.38)$$

$$T_{AK,s} = K_{AK,s} * K_{E,\tau} * \tau_{WK,s} \quad (2.39)$$

$$T_{AK,t} = K_{AK,t} * K_{E,\tau} * \tau_{WK,t} \quad (2.40)$$

Per componenti che non presentano saldature il coefficiente $K_{E,\sigma} = K_{E,\tau} = 1$. Il coefficiente che tiene in considerazione la presenza di uno sforzo medio nel ciclo viene indicato con K_{AK} . Per il calcolo di tale coefficiente è necessario definire come si modifica lo stato di sforzo sul componente nel caso di un sovraccarico. Si distinguono quattro casi [18]: 1) il rapporto di ciclo rimane costante dopo il sovraccarico, 2) lo sforzo medio rimane costante, 3) lo sforzo minimo rimane costante, 4) lo sforzo massimo rimane costante. Il coefficiente K_{AK} dipende inoltre dall'entità del valore dello sforzo medio S_m e dal rapporto di ciclo. Si assume che il pedice zd si riferisce al caso di trazione, il pedice b al caso di flessione, il pedice s al caso di taglio e il pedice τ al caso di torsione.

1) Calcolo di K_{AK} nel caso in cui per effetto di un sovraccarico il rapporto di ciclo rimane costante [18].

- Definito R_{zd} il rapporto di ciclo, se $R_{zd} > 1$ si adotta la seguente equazione:

$$K_{AK,zd} = \frac{1}{1 - M_\sigma} \quad (2.41)$$

Dove M_σ definisce la sensibilità allo sforzo medio e può essere calcolata secondo la seguente equazione:

$$M_\sigma = a_M * 10^{-3} * \frac{R_m}{MPa} + b_M \quad (2.42)$$

Per l'acciaio il coefficiente a_M vale 0,35, mentre il coefficiente b_M vale -0,1; invece R_m rappresenta il carico di rottura del materiale. Dalla (2.42) si osserva che componenti che sono stati incruditi superficialmente, presentano una maggiore sensibilità allo sforzo medio, dal momento che presentano un R_m maggiore di componenti che non sono stati trattati.

- Se $-\infty \leq R_{zd} \leq 0$ vale la seguente equazione:

$$K_{AK,zd} = \frac{1}{1 + \frac{M_\sigma * S_{m,zd}}{S_{a,zd}}} \quad (2.43)$$

Dove $S_{m,zd}$ rappresenta lo sforzo medio di compressione, mentre $S_{a,zd}$ l'ampiezza dello sforzo.

- Se $0 < R_{zd} < 0,5$ allora si ha:

$$K_{AK,zd} = \frac{\frac{1 + \frac{M_\sigma}{3}}{1 + M_\sigma}}{1 + \frac{M_\sigma}{3} * \frac{S_{m,zd}}{S_{a,zd}}} \quad (2.44)$$

- Se $R_{zd} \geq 0,5$ si ha:

$$K_{AK,zd} = \frac{3 + M_\sigma}{3(1 + M_\sigma)^2} \quad (2.45)$$

Se al posto di avere trazione, indicata dal pedice zd , si ha flessione, si sostituisce nelle equazioni (2.41), (2.43), (2.44), (2.45) il pedice b . Se invece si ha sforzo di taglio il caso espresso dalla (2.41), non è applicabile in quanto non esiste $R > 1$, inoltre il rapporto di ciclo è inferiormente limitato dal valore -1. A

patto di avere tale accortezza, le equazioni (2.43), (2.44), (2.45) sono ancora applicabili, sostituendo a M_σ la costante M_τ e nel caso di torsione, sostituendo il pedice t al pedice s.

M_τ , in riferimento alla(2.42), può essere calcolato nel seguente modo:

$$M_\tau = f_{W,\tau} M_\sigma \quad (2.46)$$

Dove $f_{W,\tau}$ vale 0,577 per gli acciai.

2) Calcolo di K_{AK} nel caso in cui per effetto di un sovraccarico lo sforzo medio $S_{m,zd}$ rimane costante [18].

Definito $s_{m,zd}$ come:

$$s_{m,zd} = \frac{S_{m,zd}}{K_{E,\sigma} * S_{WK,zd}} \quad (2.47)$$

Si possono distinguere i seguenti casi:

- Per $s_{m,zd} < \frac{-1}{1-M_\sigma}$ si ha che:

$$K_{AK,zd} = \frac{1}{1 - M_\sigma} \quad (2.48)$$

- Per $\frac{-1}{1-M_\sigma} \leq s_{m,zd} \leq \frac{1}{1+M_\sigma}$ si ha:

$$K_{AK,zd} = 1 - M_\sigma * s_{m,zd} \quad (2.49)$$

- Per $\frac{1}{1+M_\sigma} < s_{m,zd} < \frac{3+M_\sigma}{(1+M_\sigma)^2}$ si ha:

$$K_{AK,zd} = \frac{1 + \frac{M_\sigma}{3}}{1 + M_\sigma} - \frac{M_\sigma}{3} * s_{m,zd} \quad (2.50)$$

- Per $s_{m,zd} \geq \frac{3+M_\sigma}{(1+M_\sigma)^2}$ si ha:

$$K_{AK,zd} = \frac{3 + M_\sigma}{3(1 + M_\sigma)^2} \quad (2.51)$$

Nel caso in cui si ha flessione, si sostituisce al pedice zd il pedice b . Se invece si considera il caso di sforzo di taglio si ha che $t_{m,s}$ deve essere positivo.

$t_{m,s}$ può essere calcolato secondo la (2.52) a partire dallo sforzo medio di taglio $T_{m,s}$:

$$t_{m,s} = \frac{T_{m,s}}{K_{E,\tau} T_{WK,s}} \quad (2.52)$$

Nel caso di sforzo di taglio la (2.48) non sarà applicabile e la (2.49) sarà limitata inferiormente, per il resto le equazioni valgono ancora sostituendo a $s_{m,zd}$ $t_{m,s}$ e analogamente M_σ viene sostituito da M_τ . Per il caso della torsione è sufficiente sostituire il pedice t al pedice s .

3) Calcolo di K_{AK} nel caso in cui per effetto di un sovraccarico lo sforzo minimo $S_{min,zd}$ rimane costante [18].

Definito $s_{min,zd}$ come:

$$s_{min,zd} = \frac{S_{min,zd}}{K_{E,\sigma} * S_{WK,zd}} \quad (2.53)$$

Si hanno i seguenti casi:

- Per $s_{min,zd} < \frac{-2}{1-M_\sigma}$ si ha:

$$K_{AK,zd} = \frac{1}{1 - M_\sigma} \quad (2.54)$$

- Per $\frac{-2}{1-M_\sigma} \leq s_{min,zd} \leq 0$ si ha:

$$K_{AK,zd} = \frac{1 - M_\sigma * s_{min,zd}}{1 + M_\sigma} \quad (2.55)$$

- Per $0 < s_{min,zd} < \frac{2}{3} \frac{3+M_\sigma}{(1+M_\sigma)^2}$ si ha:

$$K_{AK,zd} = \frac{\frac{1 + \frac{M_\sigma}{3}}{1 + M_\sigma} - \frac{M_\sigma}{3} * s_{min,zd}}{1 + \frac{M_\sigma}{3}} \quad (2.56)$$

- Per $s_{min,zd} \geq \frac{2}{3} \frac{3+M_\sigma}{(1+M_\sigma)^2}$ si ha:

$$K_{AK,zd} = \frac{3 + M_\sigma}{3(1 + M_\sigma)^2} \quad (2.57)$$

Nel caso in cui si consideri uno sforzo di flessione è necessario convertire il pedice zd nel pedice b . Se si considera uno sforzo di taglio, come già visto nei casi 1) e 2), l'equazione (2.54) non può essere applicata, e la (2.55) è ristretta al campo di uno sforzo medio positivo. Definendo $t_{min,s}$ come:

$$t_{min,s} = \frac{T_{min,s}}{K_{E,\tau} * T_{WK,s}} \quad (2.58)$$

Si ha che la (2.55) è limitata da $-1 \leq t_{min,s} \leq 0$. Per $t_{min,s} \geq 0$ si ha invece che le equazioni (2.56) e (2.57) sono valide, infatti a $s_{min,zd}$ basta sostituire $t_{min,s}$ e a M_σ è necessario sostituire M_τ . Nel caso di sforzo torsionale al pedice s occorre sostituire il pedice t .

4) Calcolo di K_{AK} nel caso in cui per effetto di un sovraccarico lo sforzo massimo $S_{max,zd}$ rimane costante [18].

Per prima cosa occorre definire $s_{max,zd}$:

$$s_{max,zd} = \frac{S_{max,zd}}{K_{E,\sigma} * S_{WK,zd}} \quad (2.59)$$

Si distinguono quindi i seguenti quattro casi:

- Per $s_{max,zd} < 0$ si ha:

$$K_{AK,zd} = \frac{1}{1 - M_\sigma} \quad (2.60)$$

- Per $0 \leq s_{max,zd} \leq \frac{2}{1+M_\sigma}$ si ha:

$$K_{AK,zd} = \frac{1 - M_\sigma * s_{max,zd}}{1 + M_\sigma} \quad (2.61)$$

- Per $\frac{2}{1+M_\sigma} < s_{max,zd} < \frac{4}{3} \frac{3+M_\sigma}{(1+M_\sigma)^2}$ si ha:

$$K_{AK,zd} = \frac{\frac{1 + \frac{M_\sigma}{3}}{1 + M_\sigma} - \frac{M_\sigma}{3} * s_{max,zd}}{1 + \frac{M_\sigma}{3}} \quad (2.62)$$

- Per $s_{max,zd} \geq \frac{4}{3} \frac{3+M_\sigma}{(1+M_\sigma)^2}$ si ha:

$$K_{AK,zd} = \frac{3 + M_\sigma}{3(1 + M_\sigma)^2} \quad (2.63)$$

Nel caso in cui si abbia uno sforzo di flessione, anziché uno di trazione, occorre sostituire al pedice z il pedice b . Per quanto riguarda la presenza di uno sforzo di taglio nel caso 4), esso non può essere realizzato dal momento che non è possibile avere $T_{\max,s}$ costante.

2.4.2 FKM: calcolo del limite di fatica attraverso lo sforzo locale

Per il calcolo del limite di fatica l'FKM propone anche un approccio basato sul calcolo degli sforzi locali. La differenza rispetto all'approccio basato sul calcolo degli sforzi nominali risiede nel fatto che il gradiente superficiale anziché essere determinato assimilando l'effetto di intaglio ad uno di quelli proposti in Tabella 2.1, è determinato a partire da un modello agli elementi finiti. Tale approccio è quindi indicato per componenti di forma complessa in cui l'effetto di intaglio non è riconducibile ad un effetto di intaglio noto.

Come già visto nel paragrafo 2.4.1 per componenti non saldati e per un rapporto di ciclo $R = -1$, il limite di fatica può essere espresso come una frazione del carico unitario di rottura. In caso di sforzo normale la relazione è espressa secondo l'equazione (2.16), mentre in caso di sforzo di taglio la relazione è espressa dalla (2.17).

Per considerare nel calcolo del limite di fatica il fattore di rugosità superficiale, la presenza di effetti di intaglio geometrici, lavorazioni che comportano un incrudimento del materiale, si introducono due coefficienti [18].

In caso di sforzo applicato normalmente si introduce il seguente coefficiente:

$$K_{WK,\sigma} = \frac{1}{n_\sigma} \left[1 + \frac{1}{\tilde{K}_f} \left(\frac{1}{K_{R,\sigma}} - 1 \right) \right] \frac{1}{K_V * K_S * K_{NL,E}} \quad (2.64)$$

Mentre in caso di sforzo di taglio si ha:

$$K_{WK,\tau} = \frac{1}{n_\tau} \left[1 + \frac{1}{\tilde{K}_f} \left(\frac{1}{K_{R,\tau}} - 1 \right) \right] \frac{1}{K_V * K_S} \quad (2.65)$$

Dove \tilde{K}_f è una costante che nel caso degli acciai vale 2,0, K_R è un fattore relativo alla rugosità superficiale, K_V è un fattore di trattamento superficiale, K_S un fattore di ricoprimento e $K_{NL,E}$ è un fattore di non linearità e viene introdotto nel caso in cui il comportamento del materiale sia diverso da quello lineare elastico. Il calcolo dei coefficienti si esegue esattamente come affrontato nel paragrafo 2.4.1, la differenza basilare con il calcolo eseguito nel paragrafo 2.4.1 risiede nella determinazione del gradiente dello stato di sforzo.

Il calcolo del coefficiente $K_{R,\sigma}$ si esegue secondo la (2.31), mentre il calcolo di $K_{R,\tau}$ si esegue secondo la (2.32). La stima del coefficiente di trattamento superficiale, K_V , è effettuata ponendo un coefficiente compreso tra 1,1÷1,2 nel caso di componenti che non presentano un effetto di intaglio e tra 1,1÷1,5 nel caso di componenti intagliati. Il coefficiente di ricoprimento K_S per gli acciai viene posto pari ad 1, così come il coefficiente $K_{NL,E}$.

Per il calcolo dei coefficienti n_σ ed n_τ si procede in modo analogo a quanto visto nelle equazioni (2.26), (2.27), (2.28):

Per $\bar{G}_\sigma \leq 0,1 \text{ mm}^{-1}$ vale la seguente equazione:

$$n_\sigma = 1 + \bar{G}_\sigma * 10^{-\left(a_G^{-0.5} + \frac{R_m}{b_G}\right)} \quad (2.26)$$

Per $0,1 \text{ mm}^{-1} \leq \bar{G}_\sigma \leq 1 \text{ mm}^{-1}$ si ha:

$$n_\sigma = 1 + \sqrt{\bar{G}_\sigma} * 10^{-\left(a_G + \frac{R_m}{b_G}\right)} \quad (2.27)$$

Per $1 \text{ mm}^{-1} \leq \bar{G}_\sigma \leq 100 \text{ mm}^{-1}$ vale invece la seguente equazione:

$$n_\sigma = 1 + \sqrt[4]{\bar{G}_\sigma} * 10^{-\left(a_G + \frac{R_m}{b_G}\right)} \quad (2.28)$$

Per l'acciaio la costante a_G vale 0,5 ed è adimensionale, mentre b_G vale 2700 MPa. Acciocché n_σ sia un numero adimensionale è necessario moltiplicare il gradiente \bar{G}_σ per i mm. Se al posto di uno sforzo normale, si ha la presenza di

uno sforzo di taglio al posto del pedice σ si inserisce il pedice τ e al posto di R_m si sostituisce $f_{W,\tau} * R_m$.

Come già accennato in precedenza, la differenza rispetto al metodo di calcolo del limite di fatica basato sugli sforzi nominali risiede nella determinazione del gradiente dello stato di sforzo. I gradienti relativi dello stato di sforzo, normali alla direzione di sforzo, \bar{G}_σ e \bar{G}_τ , necessari per determinare i coefficienti $K_{WK,\sigma}$ e $K_{WK,\tau}$ sono determinati a partire dall'ampiezza σ_a in caso di sforzo normale e τ_a in caso di sforzo di taglio. Il valore dello stato di sforzo deve essere determinato in corrispondenza della superficie del componente (che è la zona maggiormente sollecitata, dove si innescano i cedimenti) e ad un punto sotto la superficie, ad una distanza che è pari alla definizione superficiale del modello FE adottato per la determinazione dell'ampiezza dello stato di sforzo [18]. In presenza di uno sforzo applicato normalmente il gradiente dello stato di sforzo vale:

$$\bar{G}_\sigma = \frac{1}{\sigma_{1a}} \frac{\Delta\sigma_a}{\Delta s} = \frac{1}{\Delta s} \left(1 - \frac{\sigma_{2a}}{\sigma_{1a}} \right) \quad (2.66)$$

In presenza di uno sforzo di taglio il gradiente è definito invece come:

$$\bar{G}_\tau = \frac{1}{\tau_{1a}} \frac{\Delta\tau_a}{\Delta s} = \frac{1}{\Delta s} \left(1 - \frac{\tau_{2a}}{\tau_{1a}} \right) \quad (2.67)$$

Dove σ_{1a} e τ_{1a} sono le ampiezze dello stato di sforzo in superficie, mentre σ_{2a} e τ_{2a} sono le ampiezze dello stato di sforzo alla distanza di riferimento (Δs).

Per calcolare il limite di fatica nel caso di sforzo applicato normalmente si procede così [18]:

$$\sigma_{WK} = \frac{\sigma_{W,zd}}{K_{WK,\sigma}} \quad (2.68)$$

Mentre nel caso di sforzo di taglio si ha [18]:

$$\tau_{WK} = \frac{\tau_{w,s}}{K_{WK,\tau}} \quad (2.69)$$

In tal modo il limite di fatica è stato calcolato per un rapporto di ciclo pari a $R = -1$. Per tenere in considerazione la presenza di uno sforzo medio (nel caso di shot peening per considerare lo sforzo di compressione introdotto), si procede in modo del tutto analogo a quanto mostrato nel paragrafo 2.4.1: per uno sforzo normale ed uno sforzo di taglio rispettivamente, il limite di fatica, considerando la presenza di uno sforzo medio, si modifica nel seguente modo [18]:

$$\sigma_{AK} = K_{AK,\sigma} * K_{E,\sigma} * \sigma_{WK} \quad (2.70)$$

$$\tau_{AK} = K_{AK,\tau} * K_{E,\tau} * \tau_{WK} \quad (2.71)$$

Dove $K_{E,\sigma} = K_{E,\tau} = 1$ per componenti che non sono saldati. I coefficienti $K_{AK,\sigma}$ e $K_{AK,\tau}$ modificano il limite di fatica calcolato tenendo in considerazione la presenza di uno sforzo medio nel ciclo.

Per il calcolo di tali coefficienti è necessario definire come si modifica lo stato di sforzo sul componente in caso di sovraccarico. Si distinguono quattro casi [18]: 1) il rapporto di ciclo rimane costante dopo il sovraccarico, 2) lo sforzo medio rimane costante, 3) lo sforzo minimo rimane costante, 4) lo sforzo massimo rimane costante. Il coefficiente K_{AK} dipende inoltre dall'entità del valore dello sforzo medio S_m e dal rapporto di ciclo.

1) Calcolo di K_{AK} nel caso in cui per effetto di un sovraccarico il rapporto di ciclo R_σ rimane costante [18].

Si distinguono i seguenti quattro sottocasi:

- Se $R_\sigma > 1$ si ha:

$$K_{AK,\sigma} = \frac{1}{1 - M_\sigma} \quad (2.72)$$

Dove M_σ è la sensibilità allo sforzo medio ed è stata definita secondo la (2.42).

- Se $-\infty \leq R_\sigma \leq 0$ si ha:

$$K_{AK,\sigma} = \frac{1}{1 + M_\sigma \frac{\sigma_m}{\sigma_a}} \quad (2.73)$$

Dove σ_m è l'entità dello sforzo medio, mentre σ_a è l'ampiezza dello sforzo alternato.

- Se $0 < R_\sigma < 0,5$ si ha:

$$K_{AK,\sigma} = \frac{1 + \frac{M_\sigma}{3}}{1 + M_\sigma} \frac{1}{1 + \frac{M_\sigma}{3} \frac{\sigma_m}{\sigma_a}} \quad (2.74)$$

- Se $R_\sigma \geq 0,5$ si ha:

$$K_{AK,\sigma} = \frac{3 + M_\sigma}{3 * (1 + M_\sigma)^2} \quad (2.75)$$

Se al posto di avere uno sforzo normale si ha uno sforzo di taglio la condizione definita dalla (2.72) non esiste e la (2.73) è limitata inferiormente da $R_\tau \geq -1$. Osservata tale premessa le equazioni (2.73), (2.74), (2.75) sono ancora valide a patto di sostituire M_σ con M_τ (2.50).

2) Calcolo di K_{AK} nel caso in cui per effetto di un sovraccarico lo sforzo medio σ_m rimane costante [18].

Si distinguono, come al punto 1) i seguenti quattro sottocasi:

- Per $s_m = \frac{\sigma_m}{K_{E\sigma} * \sigma_{WK}} < \frac{-1}{(1 - M_\sigma)}$ vale la seguente equazione:

$$K_{AK,\sigma} = \frac{1}{1 - M_\sigma} \quad (2.76)$$

- Per $\frac{-1}{(1-M_\sigma)} \leq s_m \leq \frac{1}{(1+M_\sigma)}$ si ha:

$$K_{AK,\sigma} = 1 - M_\sigma * s_m \quad (2.77)$$

- Per $\frac{1}{(1+M_\sigma)} < s_m < \frac{3+M_\sigma}{(1+M_\sigma)^2}$ si ha:

$$K_{AK,\sigma} = \frac{1 + \frac{M_\sigma}{3}}{1 + M_\sigma} - \frac{M_\sigma}{3} * s_m \quad (2.78)$$

- Per $s_m \geq \frac{3+M_\sigma}{(1+M_\sigma)^2}$ si ha:

$$K_{AK,\sigma} = \frac{3 + M_\sigma}{3 * (1 + M_\sigma)^2} \quad (2.79)$$

In caso di sforzo di taglio il campo definito dalla (2.76) non esiste e la (2.77) è limitata inferiormente a $0 \leq t_m = \frac{\tau_m}{K_{E,\tau} * \tau_{W,K}}$. Fatta questa premessa le equazioni (2.77),(2.78) e (2.79) sono ancora applicabili a patto di sostituire a s_m il valore t_m e a M_σ il valore M_τ .

3) Calcolo di K_{AK} nel caso in cui per effetto di un sovraccarico lo sforzo minimo σ_{min} rimane costante [18].

- Per $s_{min} = \frac{\sigma_{min}}{K_{E,\sigma} * \sigma_{WK}} < \frac{-2}{1-M_\sigma}$ si ha:

$$K_{AK,\sigma} = \frac{1}{1 - M_\sigma} \quad (2.80)$$

- Per $\frac{-2}{1-M_\sigma} \leq s_{min} \leq 0$ si ha:

$$K_{AK,\sigma} = \frac{1 - M_\sigma * s_{min}}{1 + M_\sigma} \quad (2.81)$$

- Per $0 < s_{min} < \frac{2}{3} * \frac{3+M_\sigma}{(1+M_\sigma)^2}$ si ha:

$$K_{AK,\sigma} = \frac{\frac{1 + \frac{M_\sigma}{3}}{1 + M_\sigma} - \frac{M_\sigma}{3} * s_{min}}{1 + \frac{M_\sigma}{3}} \quad (2.82)$$

- Per $s_{min} \geq \frac{2}{3} * \frac{3+M_\sigma}{(1+M_\sigma)^2}$ si ha:

$$K_{AK,\sigma} = \frac{3 + M_\sigma}{(1 + M_\sigma)^2} \quad (2.83)$$

In presenza di uno sforzo di taglio il campo definito dalla (2.80) non esiste, mentre il campo definito dalla (2.81) è inferiormente limitato da $-1 \leq t_{min} = \frac{\tau_{min}}{E_{K,\tau} * \tau_{Wk}} \leq 0$. Per il resto sostituendo a s_{min} il valore di t_{min} e a M_σ il valore M_τ le equazioni (2.81), (2.82) e (2.83) rimangono valide.

4) Calcolo di K_{AK} nel caso in cui per effetto di un sovraccarico lo sforzo massimo σ_{max} rimane costante [18].

- Per $s_{max} = \frac{\sigma_{max}}{K_{E,\sigma} * \sigma_{WK}} < 0$ si ottiene:

$$K_{AK,\sigma} = \frac{1}{1 - M_\sigma} \quad (2.84)$$

- Per $0 \leq s_{max} \leq \frac{2}{1+M_\sigma}$ si ha:

$$K_{AK,\sigma} = \frac{1 - M_\sigma * s_{max}}{1 - M_\sigma} \quad (2.85)$$

- Per $\frac{2}{1+M_\sigma} < s_{max} < \frac{4}{3} * \frac{3+M_\sigma}{(1+M_\sigma)^2}$ si ha:

$$K_{AK,\sigma} = \frac{\frac{1 + \frac{M_\sigma}{3}}{1 + M_\sigma} - \frac{M_\sigma}{3} * s_{max}}{1 - \frac{M_\sigma}{3}} \quad (2.86)$$

- Per $s_{max} \geq \frac{4}{3} * \frac{3+M_\sigma}{(1+M_\sigma)^2}$ si ottiene:

$$K_{AK,\sigma} = \frac{3 + M_\sigma}{3 * (1 + M_\sigma)^2} \quad (2.87)$$

Il tipo 4) di sovraccarico non è compatibile con l'applicazione di uno sforzo di taglio.

3 Applicazione dei criteri di verifica a provini pallinati soggetti a flessione rotante

Si è deciso di procedere con un confronto numerico fra i vari metodi proposti nel capitolo 2 al fine di valutare quale fosse in grado di meglio prevedere il limite di fatica di provini trattati tramite peening. Per far ciò si è deciso di elaborare i dati presentati al paragrafo 3.1, relativi alla campagna sperimentale realizzata a marzo 2010 nel Dipartimento di Meccanica realizzata su provini pallinati da Peen Service e testati a flessione rotante (rapporto di ciclo $R = -1$).

3.1 Valori sperimentali flessione rotante

I provini utilizzati sono realizzati in 40NiCrMo7 (SAE 4340) temprato e rinvenuto; la composizione chimica di tale acciaio è definita in Tabella 3.1.

Tabella 3.1-Composizione chimica SAE4340

C	Si	Mn	S	P	Ni	Cr	Mo	Cu	Fe
0.38	0.2	0.6	<0.00	<0.00	1.8	0.8	0.2	0.0	Res
9	9	8	3	9	1	4	3	9	t

Nella campagna sperimentale sono stati trattati due tipi di provini: liscio e intagliato per valutare il diverso effetto dato dallo shot peening in termini di incremento del limite di fatica. La geometria del provino non intagliato è mostrata in Figura 3.1, mentre la geometria del provino intagliato è data in

Figura 3.2. I provini sono stati testati a flessione rotante, con rapporto di ciclo $R = -1$, e la prova è stata considerata superata dopo 5.000.000 di cicli.

La geometria del provino intagliato fornisce un valore del fattore di concentrazione degli sforzi K_t pari a 2. La geometria dei provini è in accordo con la normativa ISO 1143 [19].

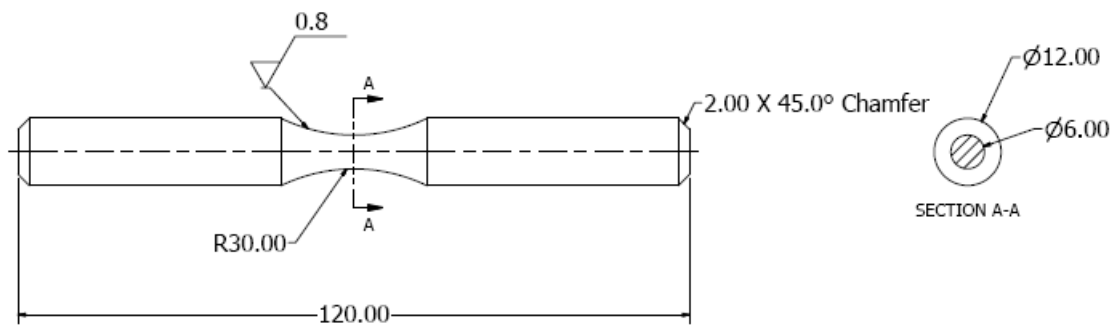


Figura 3.1-Geometria provino liscio flessione rotante

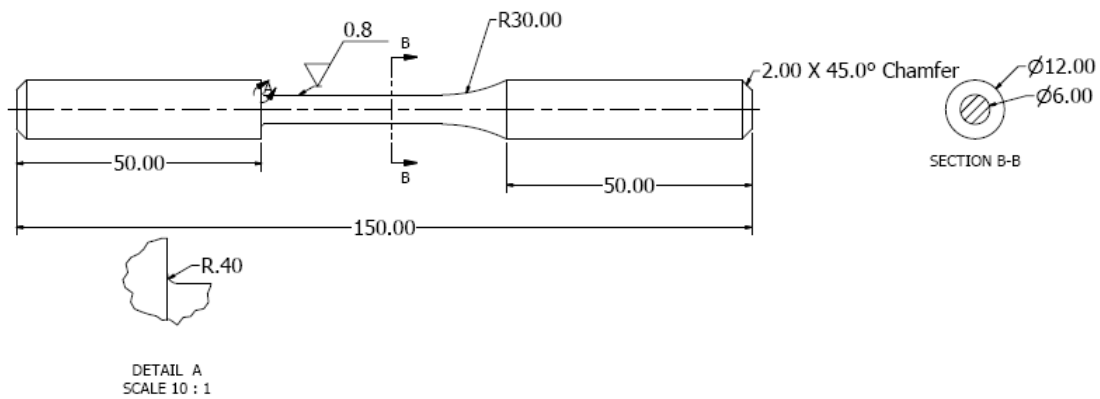


Figura 3.2-Geometria provino intagliato flessione rotante

Per entrambi i provini sono state utilizzate tre intensità di peening: 10-12N, 4-6A e 10-12A. Per determinare sperimentalmente il limite di fatica è stato applicato il metodo dello Stair-case [20], considerando 15 provini per ogni tipo di trattamento di peening. È stata inoltre considerata una serie di 15 provini non trattati, al fine di valutare i benefici introdotti attraverso l'operazione di peening.

Sono state condotte delle prove tramite rugosimetro al fine di misurare la rugosità superficiale dei provini e prove X-ray con diffrattometro per conoscere la distribuzione dello sforzo residuo di compressione introdotto tramite l'operazione di shot-peening.

Il profilo di rugosità per il provino non pallinato è definito in Tabella 3.2, quella del provino pallinato con intensità 10-12N in Tabella 3.3, quella del provino trattato con intensità 4-6A in Tabella 3.4 e quella del componente trattato con intensità 10-12A in Tabella 3.5.

Tabella 3.2-Rugosità provino non trattato

L_T [mm]	5,6
L_M [m]	4
R_a [μm]	1,37
R_q [μm]	1,64
R_z [μm]	5,84
R_{max} [μm]	6,03
R_t [μm]	6,21
W_t [μm]	0,66
Incl [$\mu\text{m}/\text{mm}$]	-0,058
$R S_m$ [μm]	117,65
$W S_m$	E1

Tabella 3.3-Rugosità provino pallinato 10-12N

L_C [mm]	0,8
L_T [mm]	5,6
L_M [m]	4
R_a [μm]	1,49
R_q [μm]	1,88
R_z [μm]	8,5
R_{max} [μm]	9,78
R_t [μm]	9,8
W_t [μm]	1,65
Incl [$\mu\text{m}/\text{mm}$]	0,422
$R S_m$ [μm]	105,26
$W S_m$	E1

Tabella 3.4-Rugosità provino pallinato 4-6A

L_C [mm]	0,8
L_T [mm]	5,6
L_M [m]	4
R_a [μm]	1,73
R_q [μm]	2,11
R_z [μm]	9,28
R_{max} [μm]	11,77
R_t [μm]	12,36
W_t [μm]	2,2
Incl [$\mu\text{m}/\text{mm}$]	0,423
$R S_m$ [μm]	235,29
$W S_m$	E1

Tabella 3.5-Rugosità provino pallinato 10-12A

L_c [mm]	0,8
L_T [mm]	5,6
L_M [m]	4
R_a [μm]	2,35
R_q [μm]	2,85
R_z [μm]	12,07
R_{max} [μm]	13,26
R_t [μm]	14,32
W_t [μm]	5,32
Incl [$\mu\text{m}/\text{mm}$]	0,357
$R S_m$ [μm]	235,29
$W S_m$	2000

Per quanto riguarda il profilo dello sforzo residuo di compressione si osserva che tende a rilassare dopo poche migliaia di cicli, per tanto si è deciso di considerare per il calcolo dei limiti di fatica il profilo rilassato. Tale profilo assume l'andamento visibile in Figura 3.4 - Figura 3.5 e descritto in dettaglio in Tabella 3.6 - Tabella 3.10. Le misurazioni effettuate con il diffrattometro sono a disponibili a 0° e a 90° rispetto alla direzione normale all'asse del provino per i componenti trattati con intensità 4-6A e 10-12A, mentre solo a 0° per i provini trattati con intensità 10-12N. Per l'esecuzione delle misurazioni è stato utilizzato il diffrattometro mostrato in Figura 3.3.



Figura 3.3-Diffrattometro a raggi X

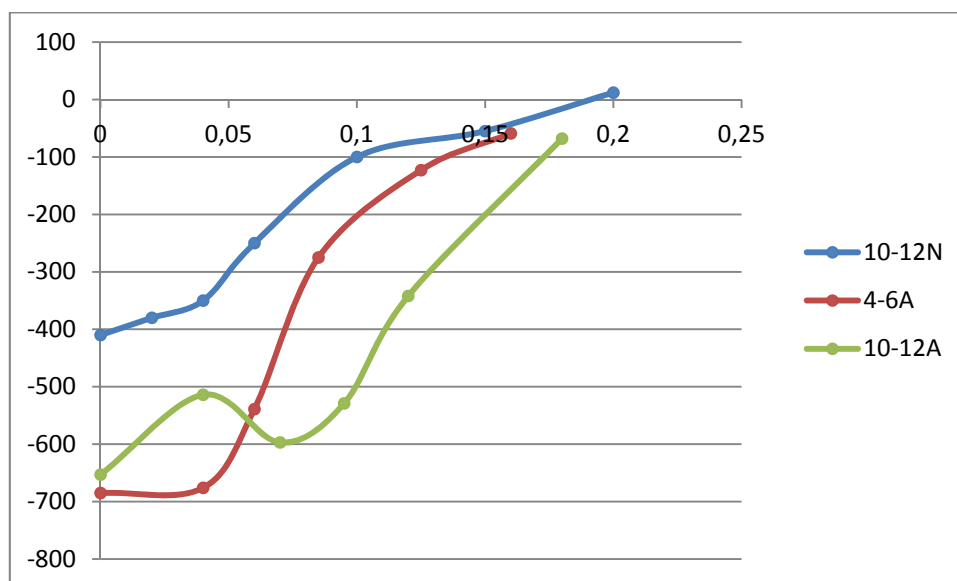


Figura 3.4-Profilo sforzo residuo a 0°

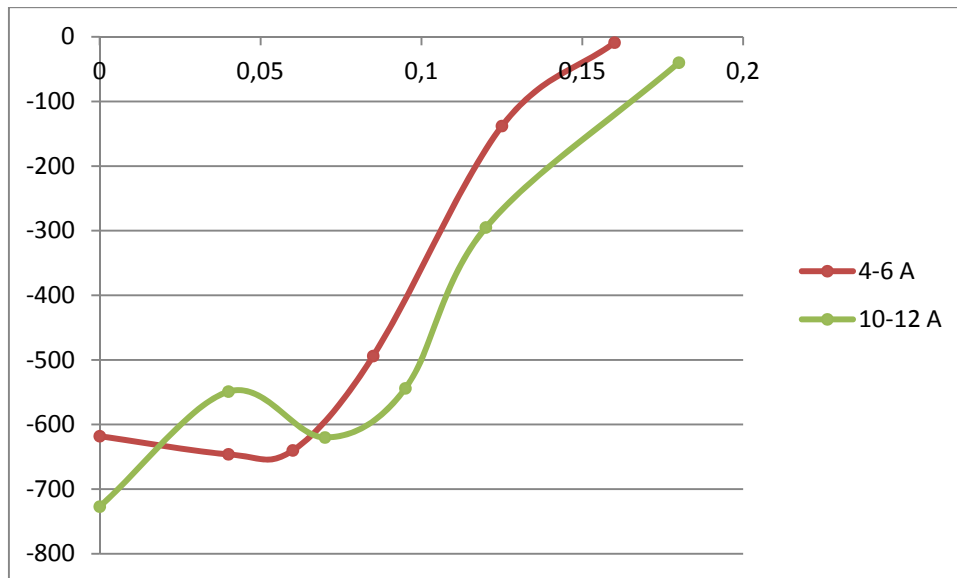


Figura 3.5-Profilo sforzo residuo a 90°

Tabella 3.6-Sforzo residuo rilasciato a 0° per provino trattato con intensità 10-12N

0°	10-12N
x [mm]	Residual stress [MPa]
0	-410
0,02	-380
0,04	-350
0,06	-250
0,1	-100
0,15	-55
0,2	12

Tabella 3.7-Sforzo residuo rilassato a 0° per provino trattato con intensità 4-6A

0°	4-6A
x [mm]	Residual stress [MPa]
0	-685
0,04	-676
0,06	-539
0,085	-275
0,125	-123
0,16	-59

Tabella 3.8-Sforzo residuo rilassato a 90° per provino trattato con intensità 4-6A

90°	4-6A
x [mm]	Residual stress [MPa]
0	-618
0,04	-646
0,06	-640
0,085	-494
0,125	-138
0,16	-9

Tabella 3.9-Sforzo residuo rilassato a 0° per provino trattato con intensità 10-12A

0°	10-12A
x [mm]	Residual stress [MPa]
0	-653
0,04	-514
0,07	-597
0,095	-529
0,12	-342
0,18	-68

Tabella 3.10-Sforzo residuo rilasciato a 90° per provino trattato con intensità 10-12A

90°	10-12A
x [mm]	Residual stress [MPa]
0	-727
0,04	-549
0,07	-620
0,095	-544
0,12	-295
0,18	-40

Inoltre sono state effettuate delle misurazioni per rilevare l'FWHM, tale indice come spiegato nel paragrafo 2.1, rappresenta l'ampiezza massima del picco di diffrazione a metà del massimo valore di intensità, Figura 3.6. È un fattore relativo allo stato superficiale del materiale e alla dimensione e distorsione dei grani cristallini; può essere considerato un indice di incrudimento del materiale. Le misurazioni sono state effettuate con il diffrattometro mostrato in Figura 3.3. In Tabella 3.11 è fornito il valore dell'FWHM rilevato sulla superficie dei provini.

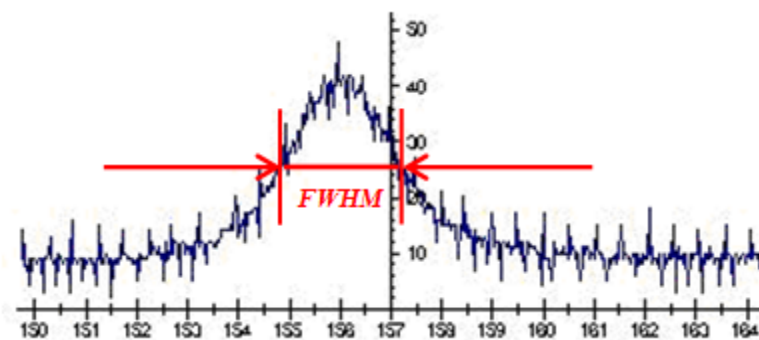


Figura 3.6-Esempio di picco di diffrazione

Tabella 3.11-FWHM

	FWHM
NP	3,57
10-12N	3,75
4-6A	3,81
10-12A	3,86

Il limite di fatica rilevato sperimentalmente per i vari provini è descritto in Tabella 3.12; tale limite è stato ottenuto applicando ai risultati forniti dallo Stair-case [20] il metodo di Hodges-Rosenblatt [21]. È possibile applicare tale metodo quando il numero delle prove è maggiore di 6; al crescere del numero di prove la stima diviene sempre più accurata. Sia N il numero totale di prove e n-1 le prove eseguite in aggiunta alla sequenza di eventi uguali (rottura o non rottura) che si hanno all'inizio della serie dei provini testati; il limite di fatica è ricavato dalla seguente equazione (3.1):

$$\sigma_w = \frac{C'}{n} \quad (3.1)$$

Dove C' è pari alla somma dei valori di sforzo usati nelle prime n-1 prove e del valore di sforzo che si sarebbe provato in un'ipotetica (N+1)-esima prova.

Il limite di fatica ricavato per i provini applicando il metodo di Hodges-Rosenblatt è il seguente:

Tabella 3.12-Limite di fatica dei provini rilevato sperimentalmente

	Limite di fatica del provino liscio [MPa]	Limite di fatica del provino intagliato [MPa]
NP	602	390
10-12N	705	438
4-6A	676	492
10-12A	712	518

Per quanto riguarda invece le proprietà meccaniche del materiale SAE 4340 sono definite in Tabella 3.13, tali valori sono stati ricavati da *The Ncode book of Fatigue Theory*. (2000). [22].

Tabella 3.13-Proprietà meccaniche SAE 4340 [22]

R _m [MPa]	1200
R _s [MPa]	835
Density [kg/dm ³]	7,85
E [GPa]	205
HB	321
HRC	35
HV	339
K _{th} [MPa√m]	11
Fatigue limit NP [MPa]	602
b (diametro provino) [mm]	6

3.2 Applicazione metodo di Eichlseder rivisto secondo Olmi et al.

Per poter applicare il metodo di Eichlseder descritto nel paragrafo 2.3 è necessario conoscere la distribuzione dello stato di sforzo all'interno del componente; una volta nota la distribuzione è possibile applicare la (2.14) e calcolare il limite di fatica del componente intagliato [16].

$$\sigma_f = \sigma_{tf} \left[1 + \left(\frac{\sigma_{bf}}{\sigma_{tf}} - 1 \right) \left(\frac{\chi'}{\frac{b}{2}} \right)^{K_D} \right] \quad (2.14)$$

È stato quindi realizzato un modello solido del provino di riferimento ed è stato importato in Abaqus per poter realizzare un'analisi lineare elastica sul componente. Dal momento che l'equazione (2.14) richiede il gradiente dello stato di sforzo sulla superficie del provino è stato necessario realizzare un'opportuna politica di meshatura, in modo tale da mantenere ragionevoli i

tempi di calcolo e da avere un livello di definizione superficiale dell'ordine di pochi μm .

La mesh realizzata è visibile in Figura 3.7, gli elementi utilizzati sono i C3D8R e la mesh è stata progressivamente infittita verso la superficie del provino ed in corrispondenza del piano dove lo sforzo legato all'applicazione del momento flettente risultava massimo.

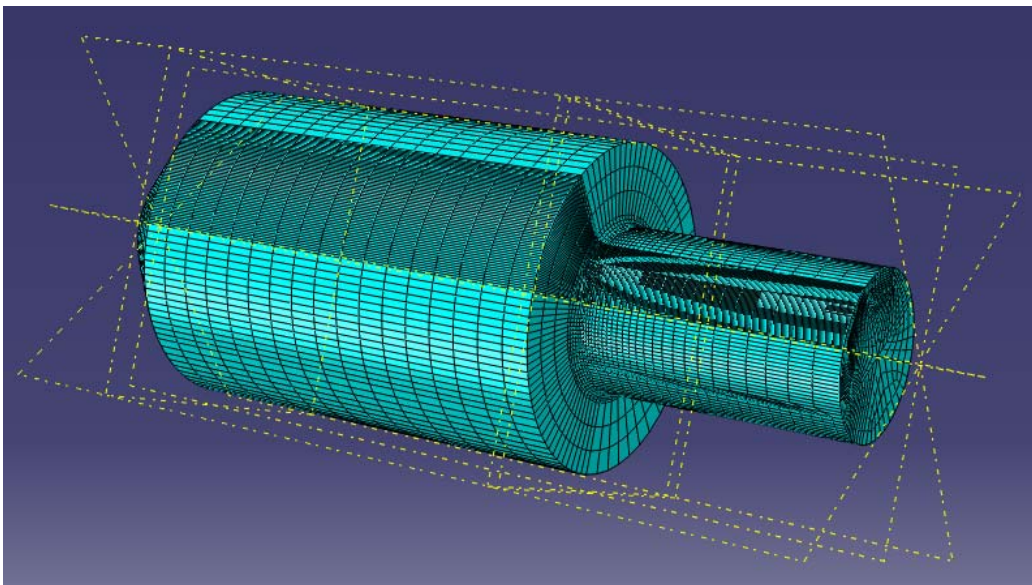


Figura 3.7-Mesh provino intagliato

In Figura 3.8 è visibile il risultato che si ottiene dall'applicazione del momento flettente, mentre in Figura 3.9 è mostrato il comportamento all'apice dell'intaglio.

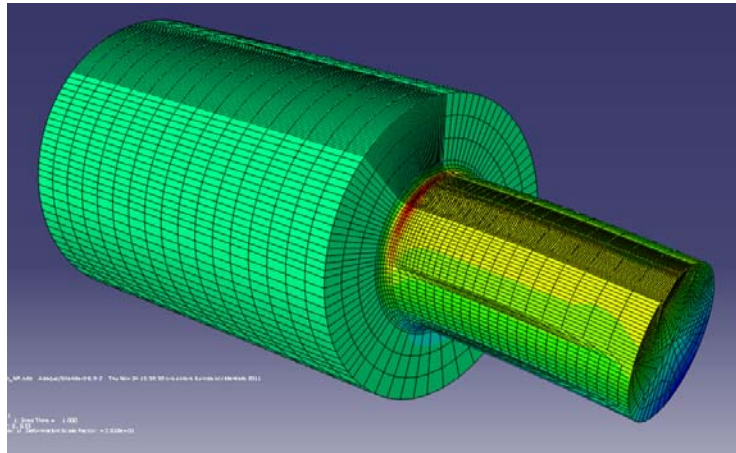


Figura 3.8-Mesh componente intagliato con sforzo applicato

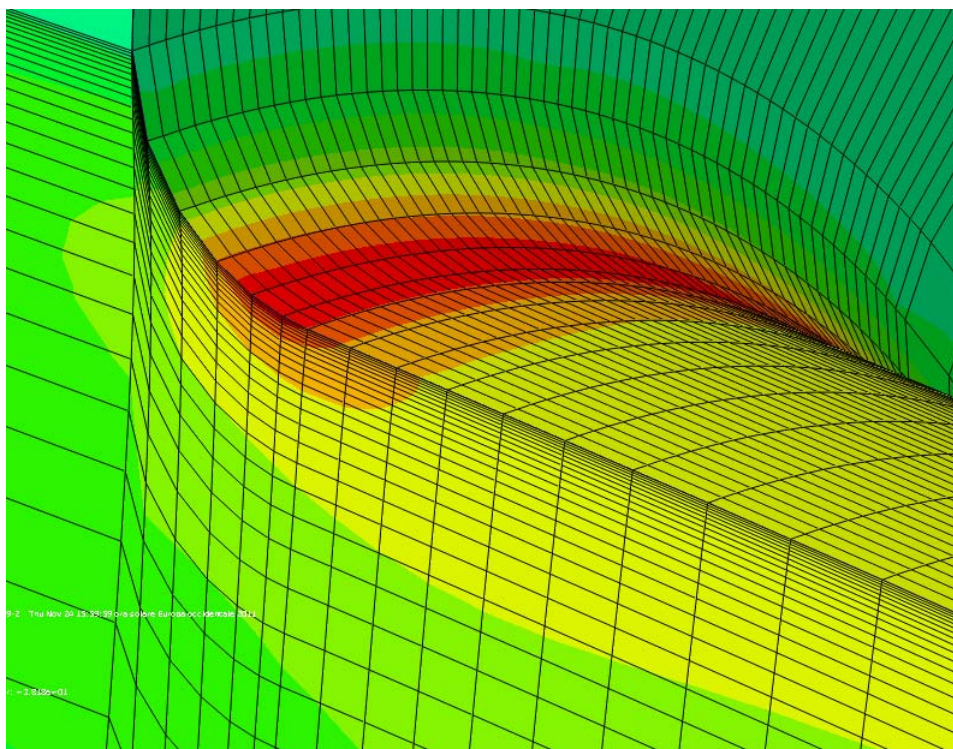


Figura 3.9-Dettaglio mesh componente intagliato

La definizione superficiale ottenuta è di $4,3 \mu\text{m}$ è l'errore sul K_t è circa lo 0,5%. La meshatura del provino è stata definita attraverso un approccio di mesh convergence analysis: sono stati realizzati alcuni modelli FEM del provino con differente livello di definizione superficiale ed è stato scelto quello che forniva il minor errore sul fattore di intaglio teorico K_t .

Per calcolare il gradiente dello stato di sforzo si sovrappone lo sforzo residuo di compressione dato dal trattamento di shot peening (con orientamento 0°) a quello dato dall'applicazione del carico esterno al suo massimo valore [15]. La distribuzione dello stato di sforzo all'apice dell'intaglio, legata all'applicazione del momento flettente, è descritta per i vari provini in Tabella 3.14.

Tabella 3.14- Profilo di sforzo ricavato dal modello FEM con applicazione del carico esterno in funzione della profondità x

Profilo di sforzo				
S33 NP [MPa]	S33 10-12N [MPa]	S33 4-6A [MPa]	S33 10-12A [MPa]	x [mm]
784	881	989	1042	0
733	823	925	974	0,0043
708	795	893	941	0,0093
684	768	862	908	0,0151
656	737	827	835	0,022
628	706	793	798	0,03
601	675	758	763	0,0392
574	645	724	727	0,05
547	615	691	693	0,0627
521	586	658	658	0,0774
496	557	625	625	0,0946
470	528	593	592	0,115
446	500	562	559	0,138
421	473	531	527	0,165
397	446	501	496	0,197
374	420	471	466	0,234

Per poter sommare lo stato di sforzo dovuto all'applicazione del carico esterno a quella residua data dallo shot peening è stato realizzato un programma

Matlab (Appendice 6.1) che interpolasse linearmente lo stato di sforzo dovuto al peening e quello dovuto all'applicazione del carico esterno, in modo tale da poter sommare i due vettori, che presentano valori misurati a profondità diverse.

Sommati i due vettori è dunque possibile calcolare il gradiente superficiale dello stato di sforzo da inserire nella (2.14).

$$\sigma_f = \sigma_{tf} \left[1 + \left(\frac{\sigma_{bf}}{\sigma_{tf}} - 1 \right) \left(\frac{\chi'}{\frac{2}{b}} \right)^{K_D} \right] \quad (2.14)$$

Gli elementi necessari per il calcolo del limite di fatica sono K_D , pari a 0,3 e i limite di fatica a flessione rotante e a fatica assiale del componente non intagliato calcolati per $R = -1$. Il limite di fatica a flessione rotante è pari a 602 MPa, mentre il limite di fatica assiale è stato calcolato dividendo il limite di fatica a flessione rotante per il coefficiente n_σ [18,24].

Infatti la differenza fra il limite di fatica assiale e a flessione rotante secondo l'FKM [18] è definita dalle equazioni (2.22) e (2.23):

$$K_{f,zd} = \frac{K_{t,zd}}{n_\sigma(r)} \quad (2.22)$$

$$K_{f,b} = \frac{K_{t,b}}{n_\sigma(r) * n_\sigma(d)} \quad (2.23)$$

Tale coefficiente tiene conto della differenza del gradiente tra la prova assiale e quella flessionale. Per un diametro del provino di 6 mm il coefficiente n_σ vale 1,0656. L'approccio per passare dal limite di fatica flessionale a quello assiale è trattato in dettaglio da Belloni e Lo Conte [23].

Dal momento che la (2.14) è stata pensata per $R = -1$, non considera lo sforzo medio introdotto attraverso l'operazione di peening. Si è deciso quindi di modificare il limite di fatica calcolato secondo la (2.14) attraverso l'equazione

di Marin [24], approssimazione del diagramma di Haigh [23] valida per sforzo medio di compressione. L'equazione di Marin è la seguente [24]:

$$\left(\frac{\sigma'_D}{\sigma_D}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_m}{R_m}\right)^2 = 1 \quad (3.2)$$

Dove σ'_D è il limite di fatica per $R \neq -1$, σ_D è il limite di fatica calcolato per $R = -1$, mentre σ_m è lo sforzo di compressione superficiale e R_m il carico di rottura del provino.

I risultati che si ottengono dall'applicazione della (2.14) sono i seguenti:

Tabella 3.15-Limite di fatica secondo Eichlseder versione Olmi et al. ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente

	Limite di fatica [MPa]	errore %
10-12N	436	-0,45%
4-6A	420	-14,67%
10-12A	402	-22,37%

Il limite di fatica così calcolato è stato in seguito corretto con l'adozione di due coefficienti per considerare oltre all'effetto di intaglio e allo sforzo residuo di compressione, anche l'incrudimento superficiale e l'effetto di rugosità. Il coefficiente relativo all'incrudimento superficiale è definito dal rapporto fra l'FWHM dei provini trattati e quello del provino non trattato (Tabella 3.11), mentre l'indice relativo alla rugosità superficiale è stato definito come rapporto fra il coefficiente di rugosità superficiale b_2 calcolato per i componenti pallinati e il coefficiente relativo al provino non trattato. In Tabella 3.16 è mostrato il valore del coefficiente b_2 per i vari provini. Tale coefficiente è stato ricavato per via grafica secondo il diagramma mostrato in Figura 3.10 [25].

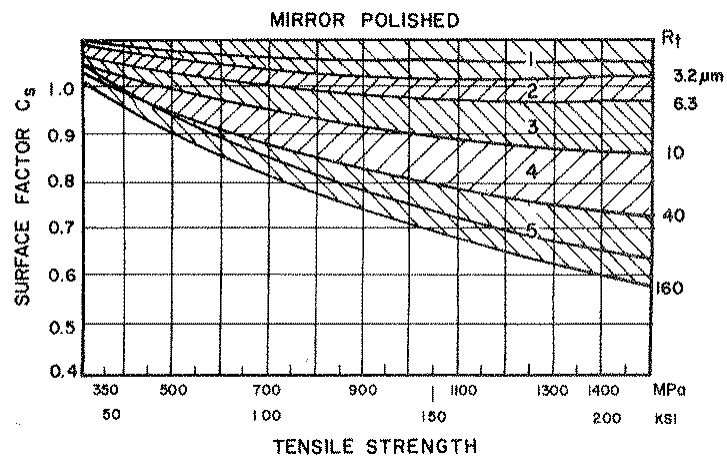


Figura 3.10-Coefficiente b_2 in funzione del carico di rottura [25]

Tabella 3.16-Coefficiente b_2

	b_2
NP	0,97
10-12N	0,86
4-6A	0,84
10-12A	0,82

I risultati che si ottengono introducendo i due fattori correttivi sono forniti in Tabella 3.17.

Tabella 3.17-Limite di fatica secondo Eichseder versione Olmi et al. modificata ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente

	Limite di fatica [MPa]	errore %
10-12N	408	-6,90%
4-6A	390	-20,82%
10-12A	369	-28,76%

3.2.1 Osservazioni relative all'applicazione del metodo di Eichlseder secondo Olmi et al. in flessione rotante

Si osserva che il metodo è in grado di predire il limite di fatica sottostimando il reale limite di fatica del componente. L'errore massimo introdotto è del -21,15% senza introduzione di coefficienti correttivi; mentre sale al -27,63% considerando anche tali fattori. Tale errore in termini conservativi sembra essere dovuto all'approssimazione di Marin [24] del diagramma di Haigh [23] che sottostima il beneficio dato dalla presenza di uno sforzo medio di compressione.

Per applicare il metodo è necessario eseguire un'analisi FEM sul componente con un elevato livello di definizione superficiale, non superiore a 5-6 μm . Il che implica che deve essere realizzata opportunamente la mesh, in modo tale da avere la definizione superficiale ricercata, senza tuttavia appesantire eccessivamente il modello, innalzando di conseguenza i tempi di calcolo e i costi. Con la tecnica utilizzata e mostrata in Figura 3.7 e in Figura 3.8 è stato possibile ottenere un elevato dettaglio superficiale di 4,3 μm con un numero ragionevole di elementi (poco meno di 100.000) e un tempo di calcolo di una decina di minuti su un normale pc.

Per quanto riguarda il calcolo del gradiente superficiale il metodo di Eichlseder è abbastanza robusto, infatti l'esponente K_D pari a 0,3 fa sì che la dipendenza del limite di fatica rispetto al gradiente nella (2.14) sia quasi logaritmica e che, quindi, anche in presenza di un errore di circa il 30% sulla stima del gradiente, il risultato complessivo venga affetto da un errore di circa il 3% [15].

Malgrado l'errore fornito dal metodo di Eichlseder [16], applicato secondo Olmi et al. [15], fornisca un errore ragionevole, non sembra tuttavia convincente il fatto che per il calcolo del limite di fatica si sovrappone lo sforzo dato dal carico esterno al suo massimo valore a quello dato dallo shot peening. Considerando anche lo sforzo residuo di compressione dato dal trattamento di peening per il calcolo del gradiente superficiale e, quindi per il calcolo del limite di fatica, si ha che la soluzione diventa dipendente dal valore del carico esterno applicato nel modello FE, cosa che non è corretta. Infatti il metodo concepito da Eichlseder [16] prevede, per il calcolo del gradiente, la normalizzazione del medesimo

rispetto allo sforzo massimo, proprio per evitare che la soluzione dipenda dal carico esterno applicato, come mostrato nell'equazione (2.13):

$$\chi' = \frac{1}{\sigma_{max}} \frac{\partial \sigma}{\partial x} \quad (2.13)$$

Quindi la soluzione proposta da Olmi et al. [15] per funzionare correttamente presume la conoscenza del carico esterno da applicare al suo massimo valore, ovvero sia al limite di fatica, ma il limite di fatica è incognita del problema e la soluzione diventa dipendente da esso nel momento in cui si sovrappone il carico esterno al suo massimo valore a quello di compressione dato dallo shot peening.

3.3 Applicazione metodo di Eichseder proposta

Dal momento che il metodo proposto da Olmi et al. [15] non è applicabile, si è deciso di considerare per il calcolo del limite di fatica solamente il gradiente che deriva dall'applicazione del carico esterno e di considerare l'effetto che deriva dal trattamento di shot peening come sforzo medio residuo. Tale considerazione è giustificata dal fatto che il contributo dato dallo shot peening in termini di incremento del limite di fatica non sembra essere legato al gradiente superficiale dello sforzo di compressione introdotto e quindi come sostenuto dall'FKM [18] sembra più opportuno considerare il contributo dato dallo shot peening in termini di incremento del limite di fatica attraverso lo sforzo medio residuo.

Fatta questa premessa, come mostrato in Figura 3.11, per tenere in considerazione lo sforzo medio di compressione introdotto con lo shot peening, si entra nel diagramma di Haigh [23] nel punto corrispondente allo sforzo medio e si sale con la pendenza data dall'applicazione del carico esterno (in questo caso $R = -1$). Si nota che le approssimazioni del diagramma di Haigh [23] presenti in letteratura, come ad esempio quella proposta da Marin [24], nel campo delle sigma medie negative, sottostimano il reale limite di fatica; per tanto si è deciso di considerare la presenza dello sforzo medio per il

calcolo del limite di fatica, non essendo in grado di quantificare l'incremento di tale limite con un criterio presente in letteratura, attraverso la costruzione del diagramma di Haigh [23] per interpolazione a partire dai punti noti, dati dalle prove di fatica sul provino non intagliato pallinato (Figura 3.12). Per la realizzazione del diagramma è stato considerato lo sforzo residuo superficiale a 0° dato dallo shot peening come sforzo medio, dopo di che sono stati depurati l'effetto di incremento di rugosità e l'effetto di incrudimento, in modo tale da considerare solo l'incremento del limite di fatica dovuto all'effetto dello sforzo medio residuo di compressione: ciò è stato effettuato dividendo per il rapporto tra b_2 e gli FWHM.

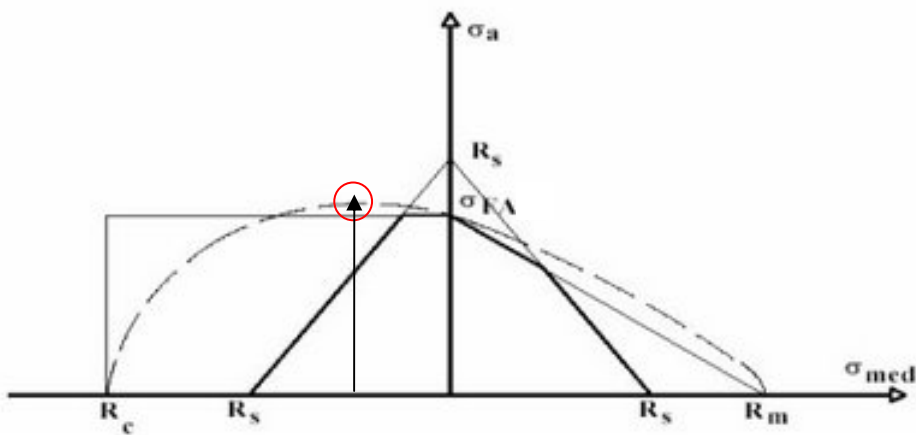


Figura 3.11-Diagramma di Haigh approssimato e reale (tratteggiato)

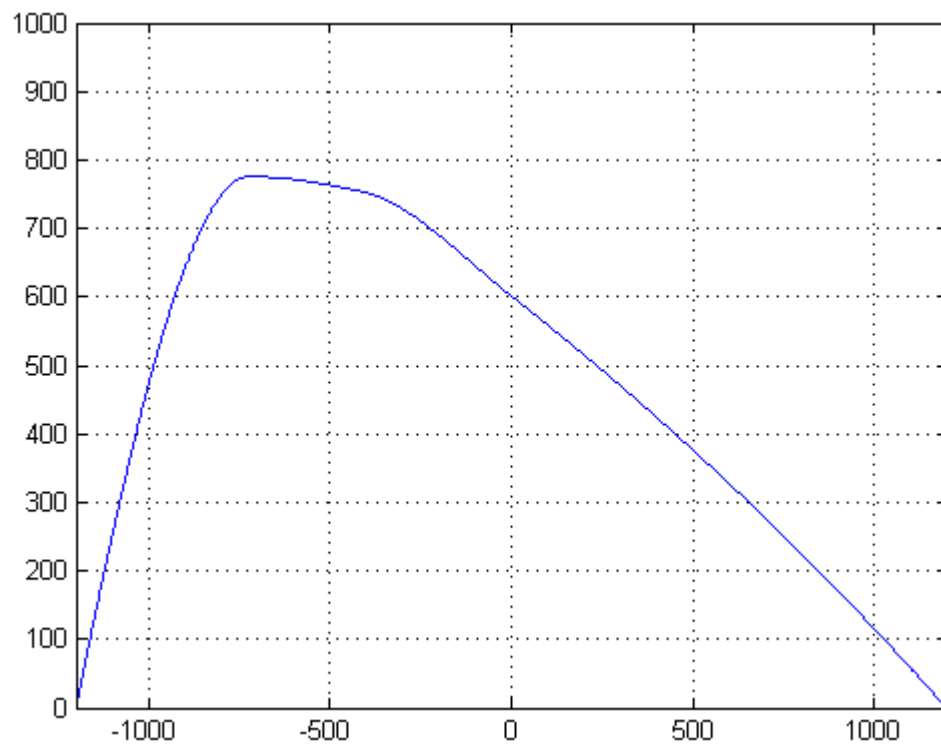


Figura 3.12-Diagramma di Haigh sperimentale

Il risultato che si ottiene dall'applicazione del metodo di Eichseder considerando la presenza dello sforzo di compressione residuo come sforzo medio è mostrato in Tabella 3.18 (il componente non pallinato ha sforzo medio nullo dal momento che la prova è condotta per un rapporto di ciclo $R = -1$):

Tabella 3.18-Limite di fatica calcolato secondo Eichseder ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente

	Limite di fatica [MPa]	errore %
NP	341	-12,64%
10-12N	427	-2,57%
4-6A	439	-10,79%
10-12A	438	-15,53%

Introducendo i coefficienti correttivi per considerare l'incrudimento del materiale e il peggioramento delle condizioni di finitura superficiale si riscontrano i seguenti risultati:

Tabella 3.19-Limite di fatica calcolato secondo Eichlseder corretto ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente

	Limite di fatica [MPa]	errore %
10-12N	399	-8,89%
4-6A	407	-17,21%
10-12A	402	-22,47%

L'implementazione del criterio è stata realizzata tramite un semplice programma Matlab, Appendice 6.2.

3.3.1 Osservazioni relative all'applicazione del metodo di Eichlseder proposta

Il risultato che si ottiene sottostima il reale limite di fatica del componente; l'errore massimo è pari al -22,47%.

Il metodo fornisce risultati abbastanza accurati, tuttavia richiede la costruzione completa del diagramma di Haigh [23] per valutare l'incremento del limite di fatica dovuto alla presenza dello sforzo residuo di compressione. Ciò è ovviamente una procedura abbastanza lunga, ma utilizzando un semplice script di interpolazione punto a punto come quello mostrato in Appendice 6.3 occorrono pochi punti noti (in questo caso 3) oltre al limite di fatica del materiale e al carico di rottura per ottenere risultati soddisfacenti.

3.4 Applicazione metodo FKM

Come descritto nel paragrafo 2.4 per il calcolo del limite di fatica l'FKM distingue due tipi di approcci: uno secondo il calcolo degli sforzi nominali e l'altro basato sul calcolo degli sforzi locali, determinabili secondo il metodo degli elementi finiti [18].

3.4.1 Applicazione metodo FKM secondo l'approccio degli sforzi nominali

Secondo tale approccio la resistenza a fatica di un componente viene determinata a partire dalla resistenza a fatica del provino non intagliato secondo la (2.16):

$$\sigma_{W,zd} = f_{W,\sigma} * R_m \quad (2.16)$$

Si procede quindi seguendo l'approccio definito in dettaglio nel paragrafo 2.4.1. il risultato che si ottiene dall'applicazione del metodo è mostrato in Tabella 3.20 per il componente senza effetto di intaglio, mentre in Tabella 3.21 per il componente intagliato. I coefficienti che derivano dall'applicazione del metodo sono esposti in dettaglio in Appendice 6.4.

Tabella 3.20-Limite di fatica calcolato secondo FKM, approccio sforzo nominale, componente liscio ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente

	Limite di fatica [MPa]	errore %
NP	441	-26,81%
10-12N	599	-14,97%
4-6A	700	3,62%
10-12A	687	-3,57%

Tabella 3.21-Limite di fatica calcolato secondo FKM, approccio sforzo nominale, componente intagliato ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente

	Limite di fatica [MPa]	errore %
NP	275	-29,55%
10-12N	427	-2,52%
4-6A	540	9,79%
10-12A	538	3,86%

Per il calcolo del coefficiente K_v , indice di incrudimento superficiale, l'FKM cita soltanto che deve essere definito dall'utente e varia da 1,1 a 1,2 per un componente che non presenta effetto di intaglio, mentre varia da 1,1 a 1,5 per componenti intagliati. Si è supposto che tale coefficiente vari in funzione dell'intensità di peening: è stato posto quindi un valore più basso per l'intensità di peening 10-12N, dove è stato scelto un K_v pari a 1,1 sia per il provino liscio che per quello intagliato. Per i provini pallinati con intensità 4-6A è stato scelto un valore di K_v pari a 1,14 per il componente liscio e 1,2 per il componente intagliato; mentre per i provini pallinati con intensità 10-12A, K_v è stato assunto pari a 1,16 per il provino liscio e 1,25 per il provino intagliato. Il massimo valore è stato limitato a 1,25 dal momento che non esistono componenti pallinati con intensità elevata, corrispondente alla designazione C nella scala di Almen.

Inoltre per il calcolo dell'incremento del limite di fatica dovuto allo sforzo residuo di compressione introdotto con l'operazione di shot peening, è stato supposto che lo sforzo medio in caso di singolo sovraccarico rimanesse inalterato. Come sforzo medio è stato introdotto il valore dello sforzo residuo presente sulla superficie del componente, che è la zona maggiormente sollecitata e, quindi, quella di nucleazione delle cricche.

3.4.2 Applicazione metodo FKM secondo l'approccio degli sforzi locali

Si è deciso dunque di fare un confronto fra il metodo definito nell'FKM basato sugli sforzi nominali e quello basato sugli sforzi locali. L'approccio valido per il calcolo degli sforzi locali è stato descritto in dettaglio nel paragrafo 2.4.2. Per il

calcolo della distribuzione dello stato di sforzo, necessario per la determinazione del gradiente, è stato impiegato il modello FE, utilizzato nel paragrafo 3.2. Tale metodo è stato applicato alla serie di provini intagliati, dal momento che la distribuzione dello stato di sforzo per i componenti non intagliati è quella classica a farfalla e coincide con quella adottata per il calcolo secondo l'approccio degli sforzi nominali. I risultati forniti secondo l'approccio degli sforzi locali sono definiti in Tabella 3.22; i coefficienti utilizzati per l'applicazione del metodo sono forniti in Appendice 6.5.

Tabella 3.22- Limite di fatica calcolato secondo FKM, approccio sforzo locale ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente

	Limite di fatica [MPa]	errore %
NP	273	-29,96%
10-12N	426	-2,64%
4-6A	540	9,74%
10-12A	539	4,00%

Per quanto riguarda il calcolo del coefficiente di incrudimento K_v e l'incremento del limite di fatica, dovuto allo sforzo residuo di compressione, sono state fatte le stesse ipotesi del paragrafo 3.4.1 ed è stato introdotto come valore per il calcolo dello sforzo medio, lo sforzo di compressione presente nello strato superficiale del provino.

3.4.3 Osservazioni relative all'applicazione del metodo FKM

Per il calcolo del limite di fatica il metodo FKM richiede la definizione di pochi parametri (carico di rottura, gradiente dello stato di sforzo, coefficiente di incrudimento e rugosità superficiale); nonostante la sua semplicità applicativa è in grado di fornire risultati accurati sia attraverso l'approccio degli sforzi nominali che degli sforzi locali. Il calcolo del limite di fatica è più conservativo per il componente non pallinato, mentre per i componenti pallinati l'errore commesso in termini conservativi si riduce. Il metodo tiene in considerazione,

senza bisogno di correzioni, l'incremento del limite di fatica dovuto alla presenza di uno sforzo di compressione superficiale e al fenomeno di incrudimento.

Si può dunque asserire che il metodo degli sforzi nominali può essere applicato con semplicità, senza l'esecuzione di un'analisi FEM, e fornisce risultati abbastanza accurati; tuttavia in caso di geometrie più complesse di quella del provino di riferimento, risulterebbe sicuramente più difficile stimare l'intensificazione dello stato di sforzo in corrispondenza dell'effetto di intaglio e di conseguenza il gradiente dello stato di sforzo. Per tanto se la geometria dell'intaglio è facilmente assimilabile a una di quelle fornite in Tabella 2.1 è più semplice applicare il metodo degli sforzi nominali, mentre in caso di geometrie più complesse è più corretto ricorrere al metodo degli elementi finiti per la determinazione del gradiente dello stato di sforzo.

3.5 Applicazione metodo di Taylor rivisto secondo Benedetti et al.

Come spiegato nel paragrafo 2.2, il metodo della distanza critica prevede che un componente intagliato raggiunge il suo limite di fatica, quando ad un distanza critica, misurata a partire dall'apice dell'intaglio, viene eguagliato il limite di fatica del componente non intagliato.

Per applicare tale metodo allo shot peening si è fatto riferimento al metodo proposto da M. Benedetti et al. [26], in cui viene adottato il line method (LM) congiuntamente al criterio multiassiale di Sines [27] per determinare la resistenza a fatica di un provino intagliato e pallinato. Si è deciso di utilizzare il metodo di Taylor nella forma del LM dal momento che l'integrale della distribuzione dello stato di sforzo, dovuto all'applicazione del carico esterno e allo shot peening, appare più efficace che non l'utilizzo del PM, dove il cedimento viene considerato come il raggiungimento di un valore di soglia puntuale. Per applicare il LM è necessario calcolare la distanza critica definita secondo El Haddad [14] tramite l'equazione (2.10).

$$L = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{th}}{\Delta \sigma_0} \right)^2 \quad (2.10)$$

Il ΔK_{th} dell'acciaio con cui è realizzato il provino è pari a $11 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ [22], mentre il limite di fatica del componente non intagliato è pari a 602 MPa (moltiplicando il limite di fatica per 2 si ottiene il range $\Delta \sigma_0$). Si osserva che sia il limite di fatica che il threshold stress intensity range dipendono dal rapporto di ciclo, tuttavia come indicato da Susmel [28] si inseriscono i valori calcolati per $R = -1$, dal momento che il criterio multiassiale di Sines [27] considera già la presenza dello sforzo medio dovuto allo shot peening. La distanza critica calcolata è pari a 27 μm . Il LM prevede che lo sforzo sia mediato su una distanza pari a $2L$ per il calcolo del limite di fatica. La condizione limite sarà raggiunta quando lo sforzo, integrato su una distanza pari a $2L$, raggiunge il limite di fatica del componente non intagliato [26]:

$$S(L) = \frac{1}{2L} \int_0^{2L} \sigma_{eq} dy = f \quad (3.3)$$

Il calcolo della σ_{eq} viene effettuato attraverso il criterio multiassiale di Sines, in modo tale da poter considerare il fatto che lo sforzo introdotto dall'operazione di shot peening è biassiale, come mostrato in Tabella 3.6 - Tabella 3.10.

Implementando il criterio di Sines [27] nella (3.3) si ottiene la seguente equazione (3.4):

$$\frac{1}{2L} \int_0^{2L} (\sigma_{VM}(\sigma_a) + \alpha * p_m) dy = f_{-1} \quad (3.4)$$

Dove f_{-1} è il limite di fatica assiale del componente non intagliato per un rapporto di ciclo $R = -1$, p_m è la pressione idrostatica media (3.5) (definita dallo sforzo medio dato dal carico esterno sommato allo sforzo medio residuo introdotto dall'operazione di peening), α è definita nella (3.6), mentre $\sigma_{VM}(\sigma_a)$ è lo sforzo equivalente calcolato secondo Von Mises.

La pressione idrostatica media vale:

$$p_m = \frac{(\sigma_{1,m} + \sigma_{2,m} + \sigma_{3,m}) + (\sigma_1^{RS} + \sigma_2^{RS} + \sigma_3^{RS})}{3} = \frac{\sigma_1^{RS} + \sigma_2^{RS}}{3} \quad (3.5)$$

Dove σ_1^{RS} e σ_2^{RS} sono le componenti di sforzo residuo introdotte con l'operazione di shot peening, le altre componenti sono nulle considerato che le prove sono state condotte con $R = -1$. Dal momento che per la serie di provini pallinati con intensità 10-12N non era disponibile il profilo dello sforzo di compressione a 90° , esso è stato assunto pari al profilo a 0° ; tale approssimazione è ragionevole dal momento che il profilo di sforzo residuo a 0° per le altre due serie di provini (4-6A e 10-12A) presenta un andamento molto simile a quello a 90° (Figura 3.4-Figura 3.5).

La costante α è pari a:

$$\alpha = 3 \left(\frac{f_{-1}}{f_0} - 1 \right) \quad (3.6)$$

Dove f_{-1} e f_0 sono rispettivamente i limiti di fatica assiale del provino NP e non intagliato per un rapporto di ciclo $R = -1$ e $R = 0$.

I limiti di fatica assiali f_{-1} ed f_0 sono stati calcolati a partire dalle prove di fatica flessionale sul componente liscio.

Per passare dal limite di fatica a flessione rotante a quello assiale è sufficiente dividere il limite di fatica flessionale per il coefficiente n_σ [18], come già mostrato nel paragrafo 3.2. Tale coefficiente tiene conto della differenza del gradiente tra la prova assiale e quella flessionale. Per un diametro del provino di 6 mm il coefficiente n_σ vale 1,0656.

Il limite di fatica assiale f_{-1} vale quindi 565 MPa, il limite di fatica assiale per $R = 0$ è stato invece ricavato dal diagramma di Haigh secondo l'approssimazione di Morrow [23] (in rosso in Figura 3.13) ed è pari a 384 MPa.

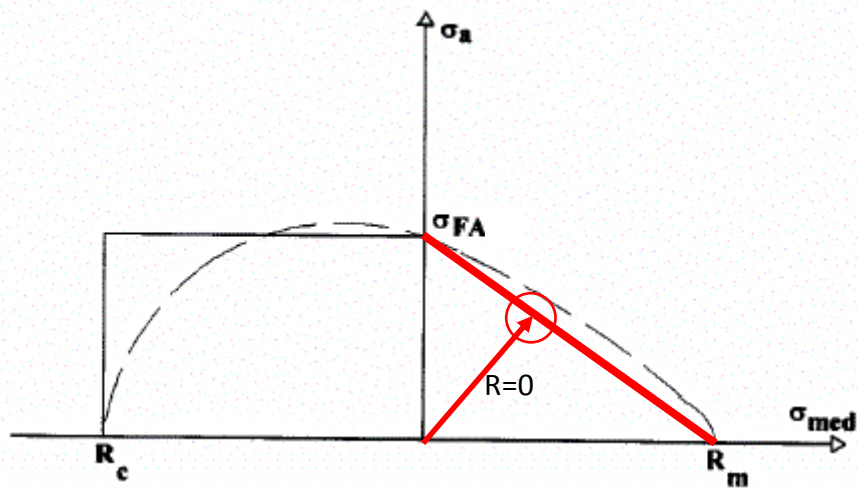


Figura 3.13-Diagramma di Haigh, approssimazione di Morrow

Noti i valori di tutte le costanti è possibile applicare la (3.3); dal momento che le prove sono condotte in flessione rotante la σ_{VM} presenta un'unica componente non nulla. Si prende dunque il valore della σ_{VM} per il componente non pallinato calcolato secondo il modello FE definito nel paragrafo 3.2 e la si normalizza dividendo per il valore massimo dello sforzo applicato. Il risultato è dato graficamente in Figura 3.14 e in dettaglio in Tabella 3.23.

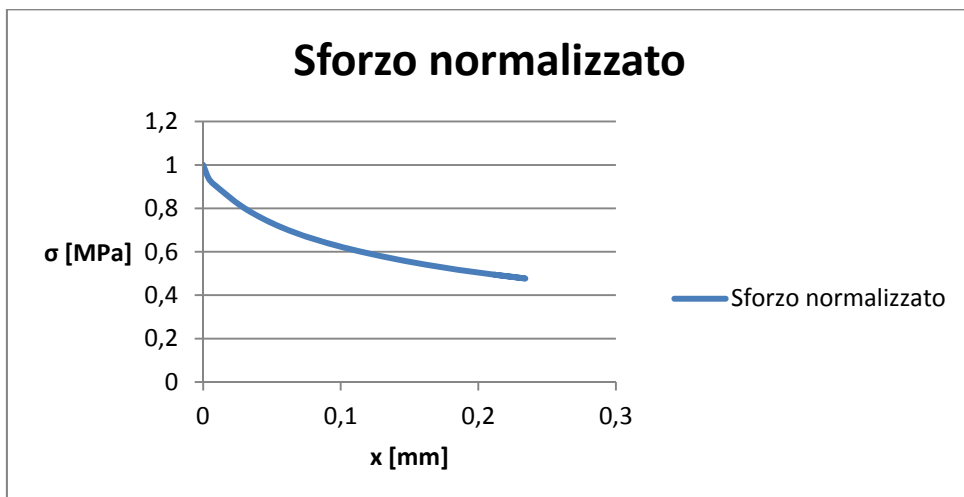


Figura 3.14-Sforzo normalizzato all'apice dell'intaglio in funzione della profondità x, flessione rotante

Tabella 3.23-Sforzo normalizzato all'apice dell'intaglio in funzione della profondità x, flessione rotante

S33 _{normalizzato} NP [MPa]	x [mm]
1	0
0,93494898	0,0043
0,903061224	0,0093
0,87244898	0,0151
0,836734694	0,022
0,801020408	0,03
0,766581633	0,0392
0,732142857	0,05
0,697704082	0,0627
0,664540816	0,0774
0,632653061	0,0946
0,599489796	0,115
0,568877551	0,138
0,536989796	0,165
0,506377551	0,197
0,477040816	0,234

Supponendo quindi che la pendenza della curva sforzo-profondità definita in Tabella 3.23 non venga alterata dall'ampiezza del momento flettente applicato, si integra tale distribuzione sull'intervallo 0 - 2L, la si somma all'integrale della p_m eseguita su tale intervallo e la si eguaglia al limite di fatica del componente non intagliato, secondo quando definito dalla (3.4). L'unica incognita dell'equazione (3.4) è dunque l'ampiezza dello stato di sforzo. Per la soluzione dell'integrale è stata eseguita un'interpolazione lineare del profilo di sforzo dato dal carico esterno e di quello dato dallo shot peening ed è stato quindi eseguito il calcolo del limite di fatica attraverso un programma Matlab, Appendice 6.6.

I risultati che derivano dall'applicazione del metodo sono presentati nella seguente Tabella 3.24:

Tabella 3.24-Limite di fatica flessionale calcolato secondo Benedetti et al. ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente

	Limite di fatica [MPa]	errore %
NP	342	-12,40%
10-12N	549	25,40%
4-6A	713	44,90%
10-12A	681	31,43%

Si è deciso quindi, come fatto in precedenza per il criterio di Eichlseder [16] nel paragrafo 3.3, di introdurre un coefficiente correttivo per considerare l'effetto dato dall'incrudimento superficiale dovuto all'operazione di shot peening e un coefficiente per considerare l'aumento della rugosità superficiale al crescere dell'intensità di peening. È stato moltiplicato il risultato mostrato in Tabella 3.24 per il rapporto tra i b_2 dei provini pallinati in riferimento a quello NP, mentre il coefficiente di incrudimento è stato introdotto come rapporto degli FWHM dei vari provini, trattati con intensità diverse, in riferimento all'FWHM del provino non pallinato; i valori dell'FWHM sono mostrati in Tabella 3.11.

I risultati che si ottengono con l'introduzione di questi coefficienti correttivi sono mostrati in Tabella 3.25.

Tabella 3.25-Limite di fatica flessionale calcolato secondo Benedetti et al. corretto ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente

	Limite di fatica [MPa]	errore %
10-12N	514	17,27%
4-6A	662	34,48%
10-12A	625	20,63%

3.5.1 Osservazioni relative all'applicazione del metodo di Taylor rivisto secondo Benedetti et al.

Si osserva che l'applicazione del metodo di Taylor senza l'applicazione di coefficienti correttivi, secondo quanto riportato in Tabella 3.24, fornisce un errore massimo pari a circa il 45%; grazie all'introduzione dei coefficienti correttivi l'errore massimo si riduce a poco più del 30% circa (Tabella 3.25) ed è quindi più vicino ai dati rilevati sperimentalmente. Un difetto del metodo è che sulla base dei risultati numerici a disposizione sembra sovrastimare il risultato rilevato sperimentalmente, soprattutto per quanto riguarda i provini trattati con intensità 4-6A. Ciò è dovuto al fatto che sul dominio di integrazione che è pari a $53 \mu\text{m}$, i provini trattati con intensità 4-6A presentano la maggiore area sottesa in termini di sforzo residuo e, di conseguenza, il limite a fatica calcolato pecca in termini di sovrastima. Grazie all'implementazione del criterio di Sines [27], il metodo considera la presenza di uno stato di sforzo di compressione biassiale, introdotto tramite l'operazione di shot peening, cosa che non è possibile con gli altri metodi. L'errore commesso per i provini non pallinati è di poco superiore al 10% e quindi ampiamente all'interno del range del $\pm 30\%$ definito da Taylor come errore medio che deriva dall'applicazione del LM [29].

3.6 Applicazione metodo di Taylor proposta

Sulla base dei risultati numerici a disposizione presentati al paragrafo 3.5, il metodo proposto da Benedetti et al. [26] sovrastima il risultato rilevato sperimentalmente; ciò sembra essere dovuto alla pressione idrostatica definita nell'equazione (3.5) ed introdotta attraverso il criterio di Sines [27].

La pressione idrostatica presenta due componenti non nulle dovute allo sforzo residuo di compressione introdotto dallo shot peening a 0° e a 90° rispettivamente. Gli integrali della pressione idrostatica sono eseguiti da 0 a $2L$ a partire dall'apice dell'intaglio; l'integrale della componente della pressione idrostatica a 0° è nello stesso piano di quello dovuto all'applicazione del carico esterno, mentre l'integrale della componente a 90° è in un piano ad esso

perpendicolare. Dal momento che il carico esterno è monoassiale, si è deciso di applicare il LM secondo l'applicazione originale di Taylor monoassiale [12] e di implementare il criterio di Sines considerando quindi solo la componente di sforzo residuo nello stesso piano di quella del carico esterno, ovvero sia a 0°.

In tal modo il risultato che si ottiene è il seguente:

Tabella 3.26-Limite di fatica secondo Taylor LM monoassiale ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente

	Limite di fatica [MPa]	errore %
10-12N	445	1,70%
4-6A	532	8,13%
10-12A	504	-2,65%

Introducendo i coefficienti correttivi per considerare il fenomeno di incrudimento superficiale e il peggioramento delle condizioni di finitura superficiale si ottiene il seguente risultato:

Tabella 3.27- Limite di fatica secondo Taylor LM monoassiale corretto ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente

	Limite di fatica [MPa]	errore %
10-12N	417	-4,89%
4-6A	494	0,35%
10-12A	463	-10,65%

3.6.1 Osservazioni relative all'applicazione del metodo di Taylor proposta

Si osserva che l'errore commesso considerando una sola componente della pressione idrostatica è inferiore a quello che si ottiene considerando tutte e due le componenti. L'errore commesso si attesta in una sottostima del 10% circa introducendo i coefficienti correttivi.

Quindi limitatamente al caso in esame, in cui il carico esterno è monoassiale, sembra più opportuno implementare nel criterio di Sines solo la componente

dello sforzo residuo complanare alla componente data dal carico esterno. Ciò è dovuto al fatto che introducendo nella pressione idrostatica (3.5) entrambe le componenti a 0° e a 90° date dallo shot peening si ha che il loro peso è il medesimo in termini di incremento del limite di fatica, ma in realtà in condizioni di carico monoassiale la componente che ha il peso maggiore è quella a 0° . Per tanto limitatamente al caso monoassiale sembra più opportuno introdurre la sola componente di sforzo residuo a 0° data dallo shot peening.

3.7 Applicazione metodo meccanica della frattura

Come mostrato nel paragrafo 2.1 i criteri basati sulla meccanica della frattura applicati a componenti intagliati seguono due strade: una definita dall'approccio di Murakami [6] e l'altra da Lazzarin [5], valida per effetti di intaglio a V e a U, in cui l'effetto di intaglio viene assimilato ad una cricca equivalente. Considerato la geometria dei provini mostrata in Figura 3.2 e la presenza di un effetto di intaglio che rientra nella categoria dei blunt notch non è stato possibile applicare l'approccio definito da Lazzarin et al. [5], nato per geometrie che presentano un effetto di intaglio acuto. Non è stato possibile nemmeno applicare l'approccio definito da Murakami [6], infatti l'effetto di intaglio del provino non è paragonabile, a meno di grossolane approssimazioni, a quello di un piccolo difetto, quale una micro cavità o una piccola inclusione: infatti la distribuzione dello stato di sforzo mostrata in Figura 3.14 è molto diversa da quelle mostrate da (Murakami, 2002) [6].

Alla luce di tutto ciò, si è deciso di non applicare tale metodo, giudicando non accettabili le approssimazioni che ne sarebbero derivate.

4 Applicazione dei criteri di verifica a provini pallinati soggetti a fatica assiale

Si è deciso di estendere il confronto numerico fra i vari metodi proposti nel capitolo 2 ed analizzati numericamente nel capitolo 3 limitatamente al caso di flessione rotante, in questo capitolo dove vengono analizzati i risultati che derivano dall'applicazione di tali metodi al caso di fatica assiale. Per far ciò si è deciso di elaborare i dati sperimentali presentati al paragrafo 4.1, relativi alla campagna sperimentale realizzata a marzo 2009 nel Dipartimento di Meccanica realizzata su provini pallinati, testati a fatica assiale con rapporto di ciclo pari a $R = 0,1$ e $R = 0,5$.

4.1 Valori sperimentali fatica assiale

La geometria dei provini utilizzati è definita in Figura 4.1; il coefficiente di intaglio teorico K_t per tali provini assume un valore pari a 5,9.

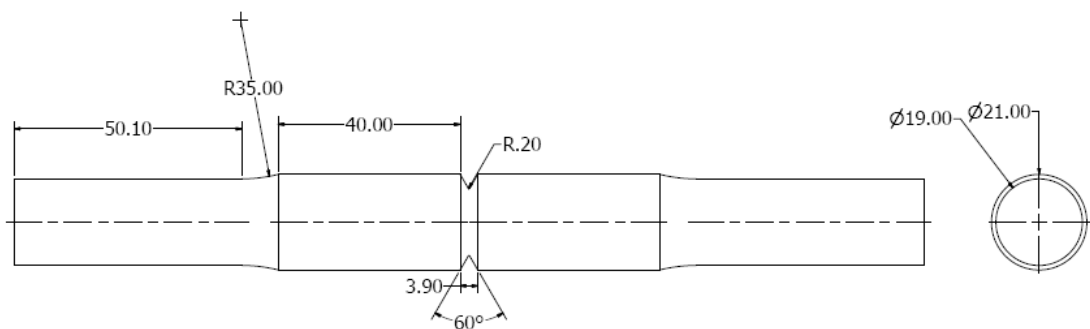


Figura 4.1-Geometria provini fatica assiale

I provini sono stati realizzati in due materiali designati dalle sigle A95 e B125.

Di seguito sono riportati i risultati delle prove di fatica assiale, che sono state condotte con un rapporto di ciclo pari a $R = 0,1$ per i provini della serie A95, mentre con un rapporto di ciclo $R = 0,5$ per i provini della serie B125. Il limite di fatica sperimentale è stato calcolato secondo il metodo dello Stair-case [20]. Sono considerati resistenti a fatica illimitata i provini che hanno superato i 2.000.000 di cicli. Sono state quindi eseguite delle analisi tramite diffrattometro per misurare lo sforzo residuo di compressione lasciato dal trattamento di shot peening.

I provini della serie A95 sono stati trattati con 3 intensità di peening: 8-10N con grado di copertura del 400%, 12-14N con grado di copertura del 100% e 8-10A con grado di copertura del 100%.

I provini della serie B125 sono invece stati trattati con un'intensità pari a 8A ed un grado di copertura del 100%.

Il profilo di rugosità dei provini viene definito qui di seguito:

Tabella 4.1-Profilo di rugosità provini A95

	R_a [μm]	R_z [μm]	R_{max} [μm]	R_t [μm]
NP	2,918	11,370	11,917	12,000
12-14N 100%	2,305	13,412	16,438	17,633
8-10N 400%	1,175	7,453	9,045	9,318
8-10A 100%	4,368	23,433	27,523	28,315

Tabella 4.2-Profilo di rugosità provini B125

	R_a [μm]	R_z [μm]	R_{max} [μm]	R_t [μm]
NP	0,605	2,41	3,768	3,985
8A 100%	2,905	15,505	17,302	18,103

Di seguito, in Figura 4.2 - Figura 4.5 e in dettaglio nelle Tabella 4.3 - Tabella 4.10 viene riportato il valore del profilo di sforzo residuo dei provini. Tale

sforzo è stato misurato prima di eseguire le prove di fatica e quindi si può ipotizzare che tale profilo nella realtà vada a rilassare in seguito all'applicazione del carico ciclico; nell'analisi effettuata si suppone che l'entità del rilassamento sia trascurabile e che quindi non comprometta l'accuratezza del risultato.

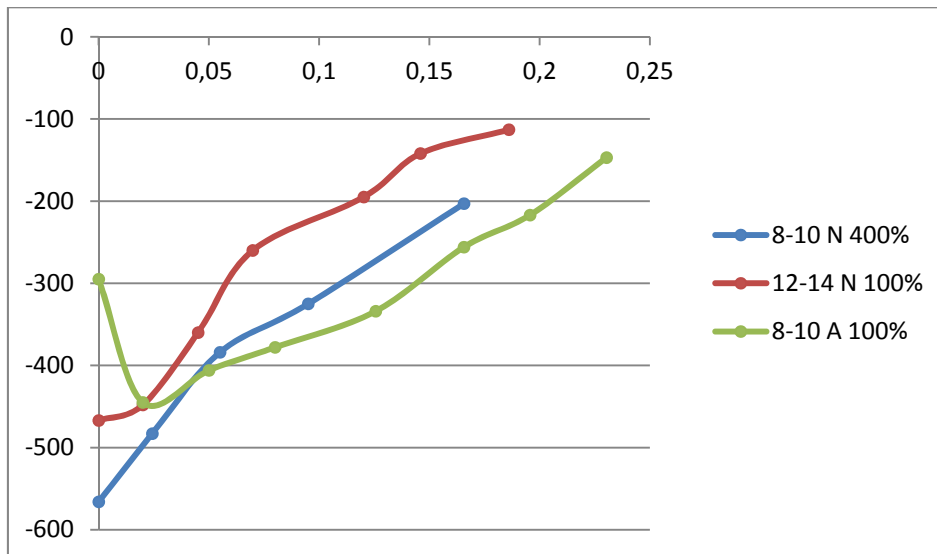


Figura 4.2-Profilo sforzo residuo a 0° provini A95

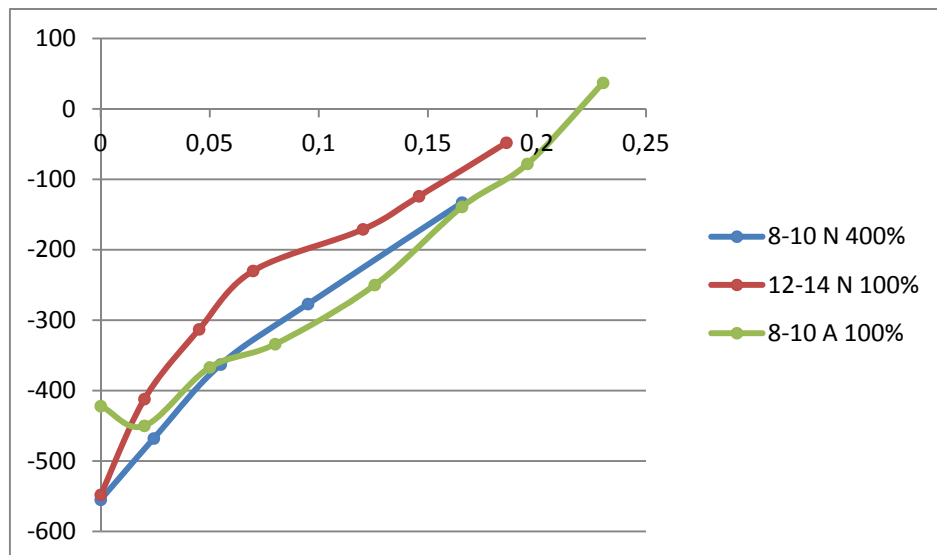


Figura 4.3-Profilo sforzo residuo a 90° provini A95

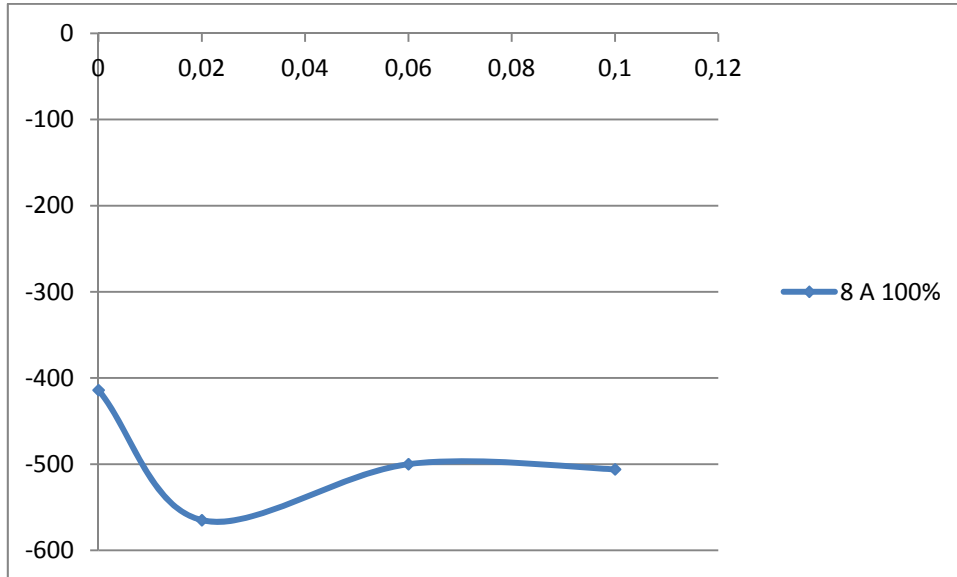


Figura 4.4-Profilo sforzo residuo a 0° provini B125

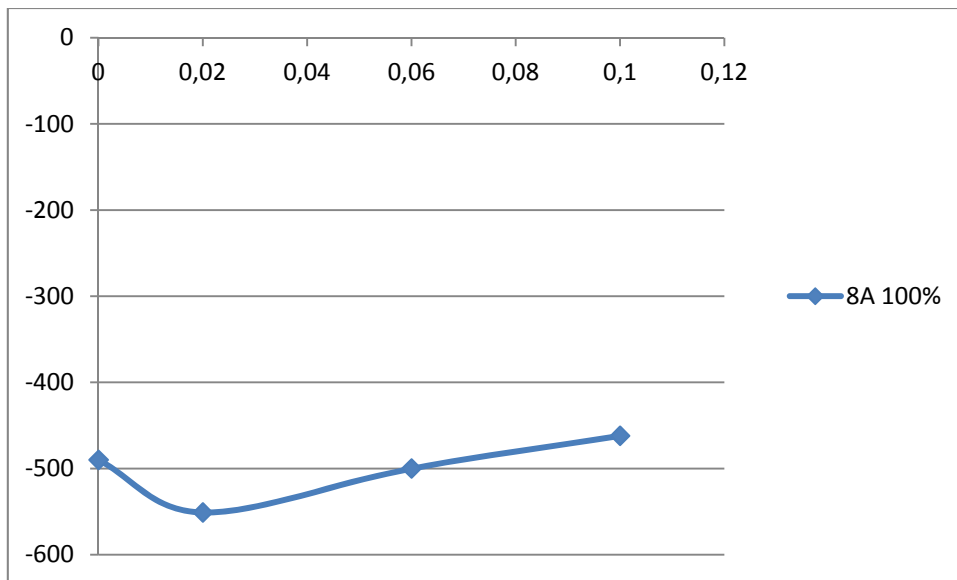


Figura 4.5-Profilo sforzo residuo a 90° B125

Tabella 4.3-Sforzo residuo a 0° per i provini A95, intensità 8-10N e grado di copertura 400%

0°	8-10N 400%
x [mm]	Residual stress [MPa]
0	-566
0,0243	-483
0,055	-384
0,095	-325
0,1657	-203

Tabella 4.4-Sforzo residuo a 90° per i provini A95, intensità 8-10N e grado di copertura 400%

90°	8-10N 400%
x [mm]	Residual stress [MPa]
0	-555
0,02432	-468
0,05501	-363
0,09503	-277
0,16566	-133

Tabella 4.5-Sforzo residuo a 0° per i provini A95, intensità 12-14N e grado di copertura 100%

0°	12-14N 100%
x [mm]	Residual stress [MPa]
0	-467
0,02003	-448
0,0451	-360
0,06985	-260
0,12023	-195
0,14593	-142
0,18601	-113

Tabella 4.6-Sforzo residuo a 90° per i provini A95, intensità 12-14N e grado di copertura 100%

90°	12-14N 100%
x [mm]	Residual stress [MPa]
0	-548
0,02003	-412
0,0451	-313
0,06985	-230
0,12023	-171
0,14593	-124
0,18601	-48

Tabella 4.7-Sforzo residuo a 0° per i provini A95, intensità 8-10A e grado di copertura 100%

0°	8-10A 100%
x [mm]	Residual stress [MPa]
0	-295
0,02	-445
0,05	-406
0,07998	-378
0,12564	-334
0,16563	-256
0,19563	-217
0,23032	-147

Tabella 4.8-Sforzo residuo a 90° per i provini A95, intensità 8-10A e grado di copertura 100%

90°	8-10A 100%
x [mm]	Residual stress [MPa]
0	-422
0,02	-450
0,05	-367
0,07998	-334
0,12564	-250
0,16563	-139
0,19563	-78
0,23032	37

Tabella 4.9-Sforzo residuo a 0° per i provini B125, intensità 8A e grado di copertura 100%

0°	8A 100%
x [mm]	Residual stress [MPa]
0	-414
0,02	-565
0,06	-500
0,1	-506

Tabella 4.10-Sforzo residuo a 90° per i provini B125, intensità 8A e grado di copertura 100%

90°	8A 100%
x [mm]	Residual stress [MPa]
0	-490
0,02	-551
0,06	-500
0,1	-462

Nelle Tabella 4.11 e nella Tabella 4.12 è fornito il fattore FWHM relativo al fenomeno di incrudimento superficiale. I valori ottenuti dalla campagna sperimentale sono stati ricavati tramite diffrattometro a raggi X e sono presentati in Tabella 4.11 per i provini della serie A95 e in Tabella 4.12 per i provini della serie B125.

Tabella 4.11-FWHM A95

	FWHM
NP	3,22
8-10N 400%	3,41
12-14N 100%	3,35
6-8A 100%	3,49

Tabella 4.12-FWHM B125

	FWHM
NP	3,22
8A 100%	3,46

Il limite di fatica per i vari provini è stato ottenuto applicando il metodo di Hodges-Rosenblatt [21] ai dati provenienti dallo Stair-case [20], i risultati ottenuti sperimentalmente sono di seguito riportati.

Tabella 4.13-Limite di fatica A95

A95	Limite di fatica [MPa]
NP	85
8-10N 400%	106
12-14N 100%	106
8-10A 100%	110

Tabella 4.14-Limite di fatica B125

B125	Limite di fatica [MPa]
NP	75
8A 100%	78

Si osserva che l'incremento del limite di fatica che si ottiene attraverso l'operazione di shot peening è maggiore per i componenti della serie A95, mentre l'aumento del limite di fatica è più ridotto per i provini della serie B125. Ciò si spiega osservando il valore della rugosità superficiale dei provini della serie A95 e della serie B125 (Tabella 4.1, Tabella 4.2): infatti i provini non pallinati della serie B125 presentano un'ottima finitura superficiale e quindi il benefico effetto dato dalla presenza di uno sforzo residuo di compressione e da un maggiore indice di incrudimento è fortemente mitigato da un consistente peggioramento della finitura superficiale; inoltre avendo i due materiali

caratteristiche diverse (paragrafo 4.2) presentano una differente sensibilità allo shot peening.

4.2 Prove di trazione statiche

Si è deciso di integrare i dati ottenuti sperimentalmente e presentati al paragrafo 4.1 con una caratterizzazione dei due materiali A95 e B125 attraverso prove di trazione. Per la realizzazione delle prove di trazione sono stati disegnati provini in accordo alla normativa ASTM E8M [30]. Il disegno dei provini per la caratterizzazione del materiale è riportato in Figura 4.6.

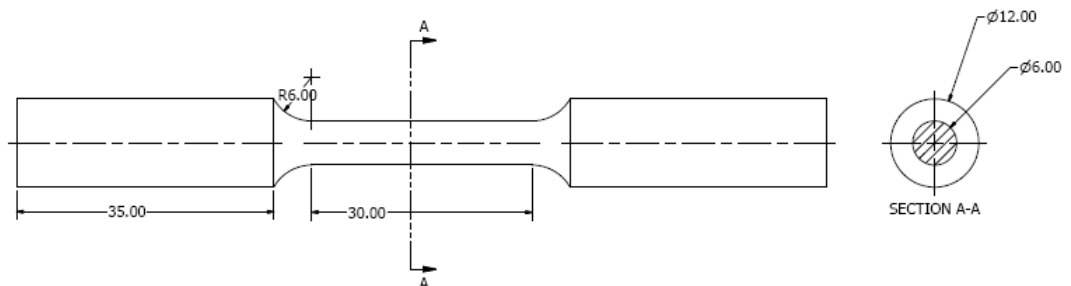


Figura 4.6-Geometria provini per la caratterizzazione del materiale

Le prove di trazione sono state eseguite con SCHENCK (Figura 4.7), una macchina idraulica assiale, con un carico massimo applicabile di 250 kN, presente nel laboratorio del Dipartimento di Meccanica.



Figura 4.7-Macchina assiale di prova

I risultati delle prove di trazione sono i seguenti:

4.15-Proprietà statiche del materiale

	R_{p02} [MPa]	R_m [MPa]	E [GPa]	A%
A95	728	810	212	27,4
B125	954	1040	208	22,3

Le curve sforzo - deformazione sono presentate in Figura 4.8 e in Figura 4.9 rispettivamente per i provini della serie A95 e B125.

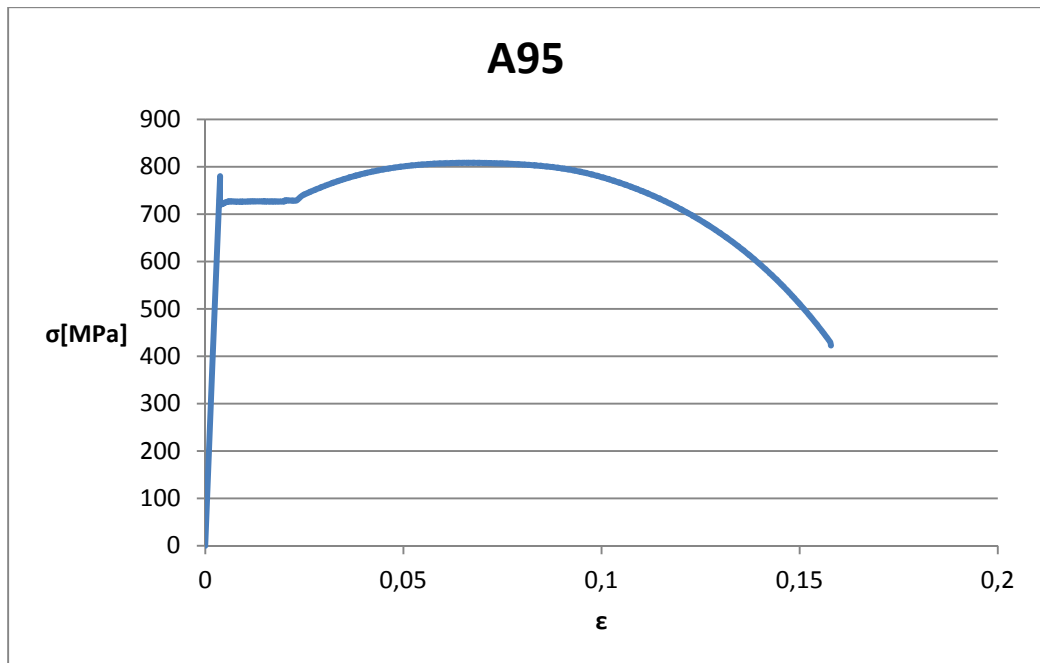


Figura 4.8-Prova di trazione provino A95: diagramma sforzo - deformazione

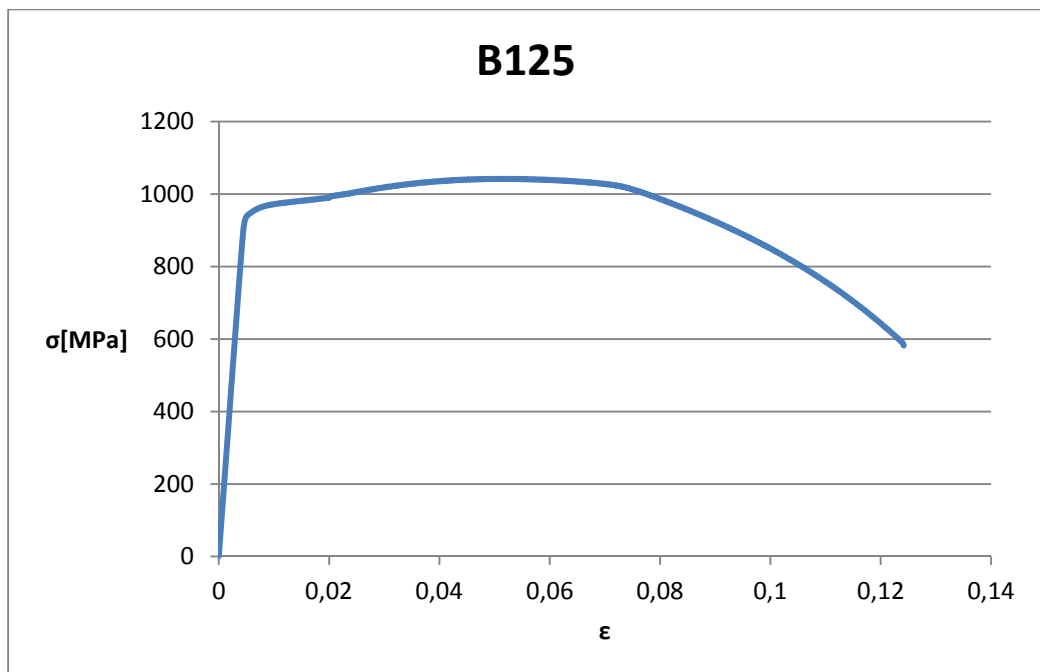


Figura 4.9-Prova di trazione provino B125: diagramma sforzo - deformazione

4.3 Campagna sperimentale a flessione rotante

Per poter affinare i calcoli che verranno proposti nei paragrafi successivi, dal momento che non erano disponibili i limiti di fatica assiali per i materiali A95 e B125 si è deciso, al posto di utilizzare i dati presenti in letteratura ($\sigma_{FA,a} = 0,4 * R_m$), di effettuare una campagna sperimentale per il calcolo del limite di fatica assiale del materiale. Per far ciò sono state eseguite prove a flessione rotante sui provini A95 e B125 e sulla base del coefficiente n_σ [18,23], che tiene conto della diverso gradiente tra sforzo assiale e a flessione, è stato calcolato il limite di fatica assiale del materiale. I provini che sono stati utilizzati per la campagna sperimentale sono mostrati in Figura 4.10 e sono stati disegnati rispettando la normativa ISO 1143 [19]; la macchina impiegata per le prove è la Italsigma ed è mostrata in Figura 4.11.

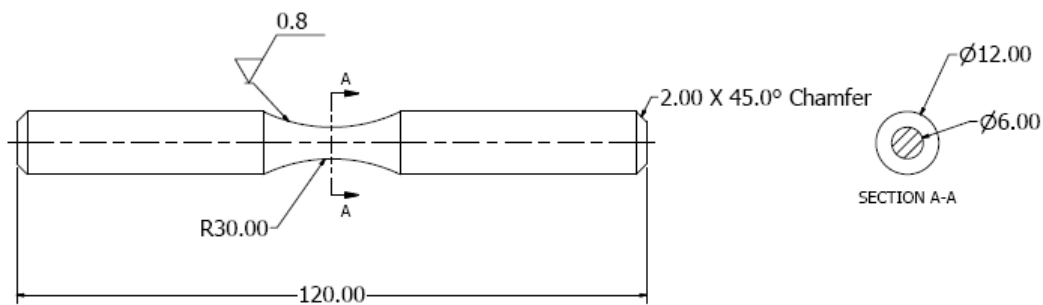


Figura 4.10-Geometria provini A95 e B125 per flessione rotante



Figura 4.11-Test a flessione rotante con macchina Italsigma

Il limite di fatica a flessione rotante è stato ricavato attraverso il metodo dello Stair-case [20]; i provini sono stati considerati resistere a fatica illimitata dopo un numero di cicli pari a 3.000.000. I risultati forniti dal metodo dello Stair-case sono presentati in Tabella 4.16 per i provini della serie A95 ed in Tabella 4.17 per i provini della serie B125.

Tabella 4.16- Stair-case provini A95, flessione rotante

A95	σ_{appl} [MPa]	test	Numero cicli
provino_1	330	O	3.000.000
provino_2	400	O	3.000.000
provino_3	440	X	833.000
provino_4	420	O	3.000.000
provino_5	440	X	975.000
provino_6	420	O	3.000.000
provino_7	440	O	3.000.000
provino_8	460	X	395.000
provino_9	440	O	3.000.000
provino_10	460	X	788.000
provino_11	440	X	480.000

Tabella 4.17- Stair-case provini B125, flessione rotante

B125	σ_{appl} [MPa]	test	Numero cicli
provino_1	520	X	655.000
provino_2	500	O	3.000.000
provino_3	520	O	3.000.000
provino_4	540	X	140.000
provino_5	520	O	3.000.000
provino_6	540	X	992.000
provino_7	520	X	394.000
provino_8	500	X	379.000
provino_9	480	X	578.000

Il calcolo del limite di fatica è stato effettuato attraverso i metodi di Hodges-Rosenblatt [21] e di Dixon [31]. Il metodo di Hodges-Rosenblatt è descritto nel paragrafo 3.1. Il metodo di Dixon cambia in funzione del valore che assume il campione N : tale valore si ottiene a partire dal numero totale di prove condotte con lo Stair-case [20] N' , ridotto del numero di eventi uguali che si hanno all'inizio della serie di provini testata.

A seconda che il metodo sia applicato ad un numero di prove N maggiore o minore di sei cambia il metodo di calcolo del limite di fatica.

Per un numero di prove $N \leq 6$ il limite di fatica si calcola secondo la (4.1):

$$\sigma_w = \sigma_0 + k * d \quad (4.1)$$

Dove σ_0 è l'ultimo livello di sforzo utilizzato, k è un coefficiente ricavato dalla Tabella 4.18 [31], d è invece l'intervallo fra i livelli di sforzo provati.

Tabella 4.18-Costante K per metodo di Dixon [31]

	Seconda parte della serie	K per serie dove la prima parte è							
		O	OO	OOO	OOOO				
C a m p i o n e d i m e n s i o n e N	2	X	-0.500	-0.388	-0.378	-0.377	O	0.88σ	E r r o r e s t a n d a r d P 5 0
	3	XO	0.842	0.890	0.894	0.894	OX	0.76σ	
		XX	-0.178	0.000	0.026	0.028	OO		
	4	XOO	0.299	0.314	0.315	0.315	OXX	0.67σ	
		XOX	-0.500	-0.439	-0.432	-0.432	OXO		
		XXO	1.000	1.122	1.139	1.140	OOX		
		XXX	0.194	0.449	0.500	0.506	OOO		
	5	XOOO	-0.157	-0.154	-0.154	-0.154	OXXX	0.61σ	
		XOOX	-0.878	-0.861	-0.860	-0.860	OXO		
		XOXO	0.701	0.737	0.741	0.741	OXOX		
		XOXX	0.084	0.169	0.181	0.182	OXOO		
		XXOO	0.305	0.372	0.380	0.381	OOXX		
		XXOX	-0.305	-0.169	-0.144	-0.142	OOXO		
		XXXO	1.288	1.500	1.544	1.549	OOOX		
		XXXX	0.555	0.897	0.985	1.000 ⁺¹	OOOO		
	6	XOOOO	-0.547	-0.547	-0.547	-0.547	OXXXX	0.56σ	
		XOOOX	-1.250	-1.247	-1.246	-1.246	OXXXO		
		XOOXO	0.372	0.380	0.381	0.381	OXXOX		
		XOXXO	-0.169	-0.144	-0.142	-0.142	OXXOO		
XOXOO		0.022	0.039	0.040	0.040	OXOXX			
XOXOX		-0.500	-0.458	-0.453	-0.453	OXOXO			
XOXXO		1.169	1.237	1.247	1.248	OXOOX			
XOXXX		0.611	0.732	0.756	0.758	OXOOO			
XXOOO		-0.296	-0.266	-0.263	-0.263	OOXXX			
XXOOX		-0.831	-0.763	-0.753	-0.752	OOXXO			
XXOXO		0.831	0.935	0.952	0.954	OOXOX			
XXOXX		0.296	0.463	0.500	0.504 ⁺¹	OOXOO			
XXXOO	0.500	0.648	0.678	0.681	OOOXX				
XXXOX	-0.430	0.187	0.244	0.252 ⁺¹	OOOXO				
XXXO	1.603	1.917	2.000	2.014 ⁺¹	OOOOX				
XXXXX	0.893	1.329	1.465	1.496 ⁺¹	OOOOO				
		X	X X	X X X	X X X X	Seconda parte della serie			
		K per serie dove la prima parte è							

Se il numero di prove N è maggiore di sei, il limite di fatica deve essere stimato calcolando per le ultime N prove la media dei livelli testati, corretta con un fattore dipendente dalle costanti A e C, mostrate in Tabella 4.19; la formula da adottare in questo caso è la seguente [31]:

$$\sigma_w = \frac{\sum \sigma_i}{N} + \frac{d}{N} * (A + C) \quad (4.2)$$

Dove σ_i sono gli sforzi testati nelle ultime N prove. In Tabella 4.19 n_0 si riferisce ai provini non rotti, mentre n_x ai provini rotti.

Tabella 4.19-Costanti A e C per l'applicazione del metodo di Dixon [31]

$n_0 - n_x$	A	C per serie dove la prima parte è			
		OO	OOO	OOOO	OOOOO
5	10.80	0	0	0	0
4	7.72	0	0	0	0
3	5.22	0.03	0.03	0.03	0.03
2	3.20	0.10	0.10	0.10	0.10
1	1.53	0.16	0.17	0.17	0.17
0	0.00	0.44	0.48	0.48	0.48
-1	-1.55	0.55	0.65	0.65	0.65
-2	-3.30	1.14	1.36	1.38	1.38
-3	-5.22	1.77	2.16	2.22	2.22
-4	-7.55	2.48	3.36	3.52	3.56
-5	-10.30	3.50	4.80	5.20	5.30
$n_0 - n_x$.-A	XX	XXX	XXXX	XXXXX
		.-C per serie dove la prima parte è			

Il risultato che si ottiene dall'applicazione di questi due metodi è mostrato in Tabella 4.20 per i provini della serie A95, mentre in Tabella 4.21 per i provini della serie B125:

Tabella 4.20-Limite di fatica a flessione rotante per i provini della serie A95

A95 Limite di fatica [MPa]	
Hodges-Rosenblatt	438
Dixon	437

Tabella 4.21-Limite di fatica a flessione rotante per i provini della serie B125

B125 Limite di fatica [MPa]	
Hodges-Rosenblatt	509
Dixon	508

I due metodi forniscono risultati molto vicini tra loro; ai fini dei calcoli che vengono affrontati nei paragrafi successivi il dato di input è stato considerato quello ottenuto dal metodo di Hodges-Rosenblatt [21].

Il limite di fatica assiale è stato ottenuto dividendo il limite di fatica a flessione rotante per il coefficiente n_{σ} [18,23] (pari a 1,0656) e risulta pari a 411 MPa per i provini della serie A95, mentre è pari a 478 MPa per i provini della serie B125.

In Tabella 4.22 - Tabella 4.24 è fornito il valore del coefficiente di finitura superficiale b_2 per i vari provini [25]:

Tabella 4.22-Coefficiente b_2 per i provini della serie A95

	b_2
NP	0,89
8-10N 400%	0,91
12-14N 100%	0,88
8-10A 100%	0,84

Tabella 4.23-Coefficiente b_2 per i provini della serie B125

	b_2
NP	1
8A 100%	0,85

Tabella 4.24- Coefficiente b_2 per i provini testati a flessione rotante

	b_2
A95	0,91
B125	0,88

4.4 Applicazione metodo di Eichlseder

Come enunciato nel paragrafo 3.2 il metodo di Eichlseder [16], applicato secondo Olmi et al. [15] fa sì che la soluzione dipende dal carico che viene inserito per ricavare la distribuzione dello stato di sforzo. Di conseguenza non è possibile applicare tale metodo per il calcolo del limite di fatica; quindi si è deciso, come fatto già nel paragrafo 3.3, di considerare per il calcolo del limite di fatica solo il gradiente che deriva dall'applicazione del carico esterno e di correggere poi il limite calcolato in funzione dello sforzo medio dato dall'applicazione del carico esterno e di quello dato dallo shot peening.

Per prima cosa viene qui di seguito descritto il modello FE che è stato utilizzato per applicare il metodo di Eichlseder, il metodo FKM secondo l'approccio degli sforzi locali (paragrafo 4.5.2) e il metodo di Taylor, applicato secondo line method (paragrafo 4.6).

È stato realizzato un modello solido semplificato del provino di Figura 4.1 ed è stato importato in Abaqus per poter realizzare un'analisi lineare elastica del componente. Come già effettuato nel paragrafo 3.2, per determinare il gradiente dello stato di sforzo, è stato necessario infittire la mesh del componente verso la superficie. Il livello di definizione superficiale del modello è di circa $3 \mu\text{m}$ e l'errore che si ottiene sul coefficiente di intaglio teorico K_t è dell'1% circa e di conseguenza accettabile.

La mesh strutturata è stata realizzata con elementi del tipo C3D8R ed è visibile in Figura 4.12 e nel dettaglio all'apice dell'intaglio in Figura 4.13. Per ridurre i tempi di calcolo la geometria del provino, come già stato fatto nel paragrafo 3.2, è stata opportunamente semplificata. Il numero totale degli elementi è

pari a 70.000 e la meshatura è stata definita attraverso un approccio di mesh convergence analysis: sono stati realizzati alcuni modelli FEM del provino con differente livello di definizione superficiale ed è stato scelto quello che forniva il minor errore sul fattore di intaglio teorico K_t .

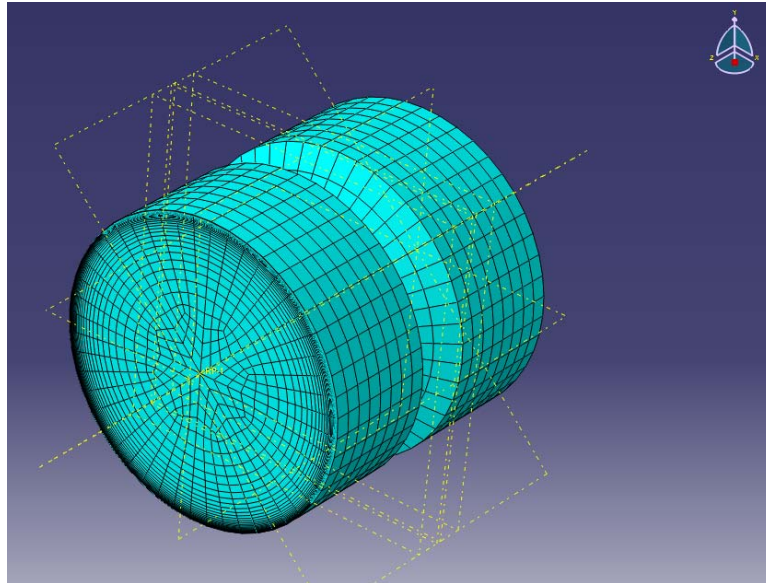


Figura 4.12-Mesh provini A95 e B125

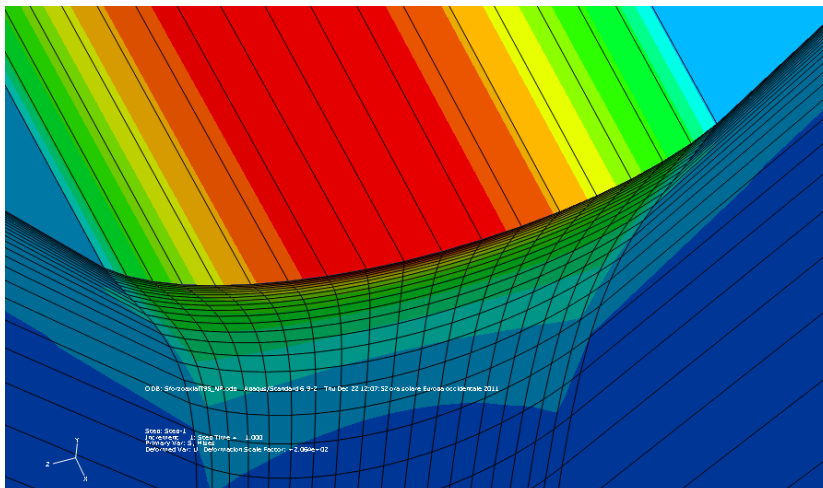


Figura 4.13-Dettaglio mesh provini A95 e B125 all'apice dell'intaglio

Il metodo di Eichlseder prevede che il limite di fatica sia calcolato in funzione del gradiente dato dall'applicazione del carico esterno, normalizzato rispetto al massimo valore di sforzo, e dei limiti di fatica assiale e a flessione rotante ricavati da prove su un provino realizzato con il medesimo materiale [16], come mostrato nell'equazione (2.14):

$$\sigma_f = \sigma_{tf} \left[1 + \left(\frac{\sigma_{bf}}{\sigma_{tf}} - 1 \right) \left(\frac{\chi'}{\frac{2}{b}} \right)^{K_D} \right] \quad (2.14)$$

Il risultato che si ottiene dall'applicazione del metodo di Eichlseder è il seguente:

Tabella 4.25-Limite di fatica assiale secondo Eichlseder, provini A95 ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente

	Limite di fatica [MPa]	errore %
NP	72	-14,94%
8-10N 400%	124	17,25%
12-14N 100%	115	9,34%
8-10A 100%	100	-9,26%

Tabella 4.26-Limite di fatica assiale secondo Eichlseder, provini B125 ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente

	Limite di fatica [MPa]	errore %
NP	87	19,54%
8A 100%	105	39,68%

Il risultato mostrato in Tabella 4.25 e in Tabella 4.26 è stato ricavato applicando l'equazione (2.14) e correggendo il risultato ottenuto attraverso diagramma di Haigh con approssimazione di Morrow [23], partendo dallo sforzo di compressione superficiale dato dal trattamento di peening, considerato come sforzo medio, e salendo con la pendenza data dall'applicazione del carico esterno, come mostrato in Figura 4.14.

Per i provini non pallinati inoltre è stato corretto il risultato moltiplicando per il rapporto tra i coefficienti di finitura superficiale b_2 del provino intagliato di cui si vuole calcolare il limite di fatica e quello non intagliato su cui sono state condotte le prove per ricavare il limite di fatica del materiale.

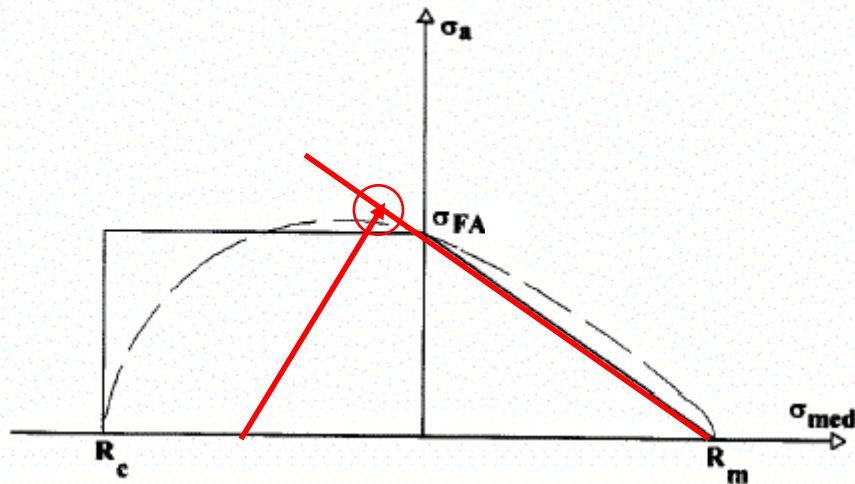


Figura 4.14-Diagramma di Haigh con approssimazione di Morrow

Come già fatto in precedenza, per i componenti pallinati il limite di fatica è stato corretto moltiplicando per il rapporto tra i b_2 e gli FWHM, il risultato è mostrato in Tabella 4.27 per i provini della serie A95 e in Tabella 4.28 per i provini della serie B125.

Tabella 4.27- Limite di fatica assiale secondo Eichlseder corretto, provini A95 ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente

	Limite di fatica [MPa]	errore %
8-10N 400%	128	21,28%
12-14N 100%	120	13,75%
8-10A 100%	101	-7,57%

Tabella 4.28-Limiti di fatica assiale secondo Eichlseder corretto, provini B125 ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente

	Limite di fatica [MPa]	errore %
8A 100%	110	47,20%

4.4.1 Osservazioni relative all'applicazione del metodo di Eichlseder

Il metodo di Eichlseder conduce a un errore massimo del 20% circa per i provini della serie A95, mentre l'errore è maggiore per i provini della serie B125 e sale a oltre il 40%. Tale errore sembra essere dovuto al fatto che il materiale B125 presenta una maggiore sensibilità all'intaglio rispetto a quanto non venga tenuto in considerazione dal metodo e quindi ciò conduce a una sovrastima del risultato.

4.5 Applicazione metodo FKM

Come descritto nel paragrafo 2.4 e, come mostrato nel paragrafo 3.4, l'FKM per il calcolo del limite di fatica distingue due tipi di approcci: uno secondo il calcolo degli sforzi nominali e l'altro basato sul calcolo degli sforzi locali, determinabili secondo il metodo degli elementi finiti.

4.5.1 Applicazione metodo FKM secondo l'approccio degli sforzi nominali

Secondo tale approccio la resistenza a fatica di un componente viene determinata a partire dalla resistenza a fatica del materiale applicando l'equazione (2.16).

$$\sigma_{W,zd} = f_{W,\sigma} * R_m \quad (2.16)$$

Si procede seguendo l'approccio definito nel paragrafo 2.4.1. Il risultato che si ottiene dall'applicazione di tale metodo è mostrato in Tabella 4.29 e Tabella 4.30; i coefficienti adottati nell'applicazione del metodo sono forniti in dettaglio in Appendice 6.9.

Tabella 4.29-Limite di fatica assiale FKM approccio sforzi nominali, provini A95 ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente

	Limite di fatica [MPa]	errore %
NP	56	-34,09%
8-10N 400%	101	-4,39%
12-14N 100%	100	-5,75%
8-10A 100%	103	-6,31%

Tabella 4.30-Limite di fatica assiale FKM approccio sforzi nominali, provini B125 ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente

	Limite di fatica [MPa]	errore %
NP	59	-21,99%
8A 100%	98	26,14%

Il coefficiente K_v , indice di incrudimento superficiale, è stato supposto pari a 1,2 per i provini pallinati con intensità N e pari a 1,25 per i provini pallinati con intensità A; come già fatto nel paragrafo 3.4 il massimo valore è stato limitato a 1,25 dal momento che non esistono componenti pallinati con intensità C. Inoltre per il calcolo dell'incremento del limite di fatica dovuto allo sforzo residuo di compressione introdotto con l'operazione di shot peening, è stato supposto che lo sforzo medio in caso di singolo sovraccarico, rimanesse inalterato. Come sforzo medio è stato introdotto il valore dello sforzo residuo presente sulla superficie del componente, che è la zona maggiormente sollecitata ed è stato ad esso sommato il valore di sforzo medio dato dal carico esterno ($R \neq -1$).

4.5.2 Applicazione metodo FKM secondo l'approccio degli sforzi locali

Si procede dunque al confronto fra il metodo definito nell'FKM basato sugli sforzi nominali e quello basato sugli sforzi locali. L'approccio degli sforzi locali valido per calcolare il limite di fatica è stato descritto in dettaglio nel paragrafo 2.4.2. Per il calcolo della distribuzione dello stato di sforzo, necessario per la determinazione del gradiente, è stato applicato il modello FE mostrato nel paragrafo 4.4.

I risultati forniti dal metodo degli sforzi locali sono definiti in Tabella 4.31 e in Tabella 4.32; i coefficienti adottati sono mostrati in dettaglio in Appendice 6.10.

Tabella 4.31-Limite di fatica assiale FKM approccio sforzi locali, provini A95 ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente

	Limite di fatica [MPa]	errore %
NP	53	-37,21%
8-10N 400%	97	-8,17%
12-14N 100%	95	-10,52%
8-10A 100%	97	-12,06%

Tabella 4.32-Limite di fatica assiale FKM approccio sforzi locali, provini B125 ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente

	Limite di fatica [MPa]	errore %
NP	57	-23,88%
8A 100%	94	20,89%

Per quanto riguarda la scelta dei coefficienti relativi al fenomeno di incrudimento superficiale e allo sforzo medio sono state fatte le stesse ipotesi del paragrafo 4.5.1.

4.5.3 Osservazioni relative all'applicazione del metodo FKM

Come nel caso di flessione rotante trattato nel paragrafo 3.4, il metodo FKM è in grado di predire con un ridotto errore il limite di fatica. Per la serie dei provini A95 l'applicazione del metodo degli sforzi nominali conduce a un errore molto contenuto e inferiore al 10%; l'errore sale leggermente seguendo l'approccio degli sforzi locali, attestandosi al 12% circa. Per quanto riguarda i provini della serie B125 l'errore commesso è leggermente maggiore e si attesta al 26% seguendo l'approccio degli sforzi nominali, mentre al 21% circa seguendo l'approccio degli sforzi locali. Il fatto che l'errore maggiore sia commesso per i provini della serie B125 risiede nel fatto che il materiale presenta una reale sensibilità all'intaglio leggermente maggiore di quella prevista dal metodo e, quindi, il metodo sovrastima il risultato rilevato sperimentalmente. L'errore si mantiene comunque in un range accettabile.

Si osserva inoltre che, come già mostrato nel paragrafo 3.4.1 e nel paragrafo 3.4.2, la previsione è più conservativa per il componente non pallinato, mentre l'errore si riduce per i componenti trattati con lo shot peening.

4.6 Applicazione metodo di Taylor rivisto secondo Benedetti et al.

Come già asserito nel paragrafo 2.2, il metodo della distanza critica prevede che un componente intagliato raggiunge il suo limite di fatica, quando ad una distanza critica, misurata a partire dall'apice dell'intaglio, viene eguagliato il limite di fatica del componente non intagliato.

Come già effettuato nel paragrafo 3.5 si è deciso di applicare il LM secondo quanto proposto da M. Benedetti et al. [26]. Per applicare tale metodo è necessario il calcolo della distanza critica; tale calcolo viene effettuato secondo l'approccio di El Haddad [14], che si esplica con l'equazione (2.10):

$$L = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{th}}{\Delta \sigma_0} \right)^2 \quad (2.10)$$

Il ΔK_{th} , rilevato sperimentalmente, è pari a $13 \text{ MPa}\sqrt{m}$ per i provini della serie A95, mentre è pari a $12,7 \text{ MPa}\sqrt{m}$ per i provini della serie B125. Per quanto concerne il limite di fatica assiale del componente non intagliato si fa riferimento ai valori ottenuti sperimentalmente a partire dalle prove a flessione rotante mostrate nel paragrafo 4.3. Applicando la (2.10) si ottiene una distanza critica pari a $80 \mu\text{m}$ per il provino della serie A95 e pari a $56 \mu\text{m}$ per il provino della serie B125. Nella (2.10) si osserva che sia ΔK_{th} che $\Delta\sigma_0$ dipendono dal rapporto di ciclo, tuttavia come indicato da Susmel [28] si inseriscono i valori calcolati per $R = -1$ dal momento che il criterio di Sines considera già la componente media dovuta al carico esterno e allo shot peening.

Il line method prevede che lo sforzo sia mediato lungo una distanza pari a $2L$ per il calcolo del limite di fatica. La condizione limite viene raggiunta quando lo sforzo integrato, a partire dall'apice dell'intaglio, su una distanza pari a $2L$, raggiunge il limite di fatica del componente non intagliato [26]:

$$S(L) = \frac{1}{2L} \int_0^{2L} \sigma_{eq} dy = f \quad (3.3)$$

Come già mostrato nel paragrafo 3.5 il calcolo della σ_{eq} viene eseguito attraverso il criterio multiassiale di Sines, in tal modo si riesce a considerare il fatto che lo sforzo introdotto attraverso l'operazione di shot peening è biassiale. Implementando il criterio di Sines [27] nella (3.3) si ottiene l'equazione (3.4):

$$\frac{1}{2L} \int_0^{2L} (\sigma_{VM}(\sigma_a) + \alpha * p_m) dy = f_{-1} \quad (3.4)$$

Dove f_{-1} è il limite di fatica del componente non intagliato a fatica assiale per $R = -1$, p_m è la pressione idrostatica media (4.3) (data dallo sforzo medio introdotto dal carico esterno sommato allo sforzo medio residuo dovuto allo shot peening), α è definita secondo l'equazione (3.6), mentre $\sigma_{VM}(\sigma_a)$ è lo sforzo equivalente calcolato secondo Von Mises.

La pressione idrostatica media vale:

$$p_m = \frac{(\sigma_{1m} + \sigma_{2m} + \sigma_{3m}) + (\sigma_1^{RS} + \sigma_2^{RS} + \sigma_3^{RS})}{3} = \frac{\sigma_{1m} + \sigma_1^{RS} + \sigma_2^{RS}}{3} \quad (4.3)$$

Dove σ_1^{RS} e σ_2^{RS} sono le componenti di sforzo residuo introdotte con l'operazione di shot peening, mentre la componente σ_{1m} è la componente di sforzo medio dovuta all'applicazione del carico esterno (il rapporto di ciclo $R \neq -1$ e pari rispettivamente a 0,1 per i provini della serie A95 e 0,5 per i provini della serie B125).

La costante α è pari a:

$$\alpha = 3 \left(\frac{f_{-1}}{f_0} - 1 \right) \quad (3.6)$$

Dove f_{-1} e f_0 sono rispettivamente il limite di fatica assiale del componente non intagliato per $R = -1$ e $R = 0$; il primo è stato ottenuto a partire dalle prove a flessione rotante, in base a quanto mostrato nel paragrafo 3.2, mentre il secondo è stato ottenuto dal diagramma di Haigh utilizzando l'approssimazione di Morrow [23].

Dal momento che le prove sono condotte in fatica assiale la σ_{VM} presenta un'unica componente non nulla. Si prende dunque il valore della σ_{VM} per il componente non pallinato calcolato secondo il modello FE definito nel paragrafo 4.4 e la si normalizza per il valore massimo di sforzo. Il risultato è dato in Figura 4.15 e in dettaglio in Tabella 4.33.

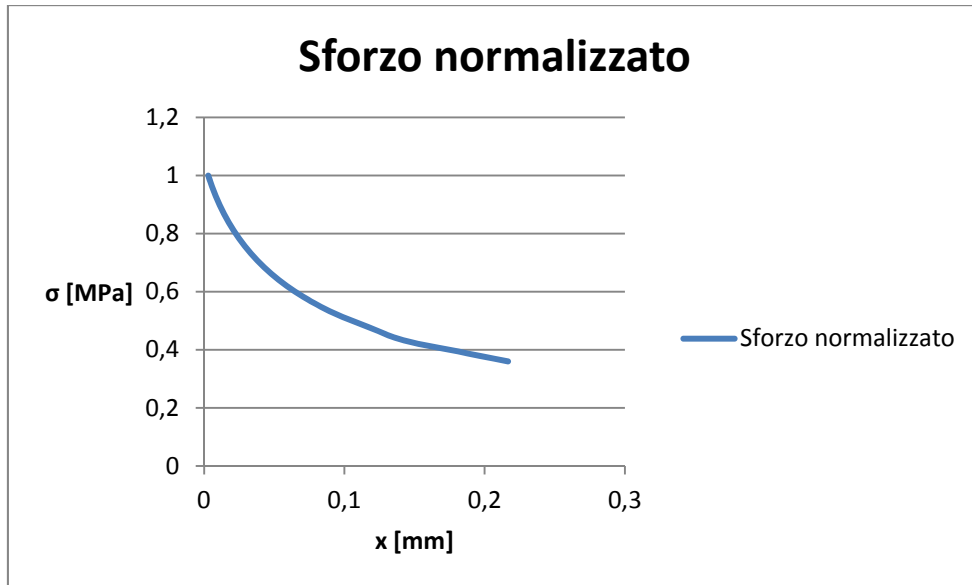


Figura 4.15-Sforzo normalizzato all'apice dell'intaglio in funzione della profondità x , fatica assiale

Tabella 4.33-Sforzo normalizzato all'apice dell'intaglio in funzione della profondità, fatica assiale

$S_{33_{\text{normalizzato}}}$ NP [MPa]	x [mm]
1	0
0,971659919	0,00293
0,940283401	0,00492
0,905870445	0,00736
0,869433198	0,01036
0,829959514	0,01407
0,787449393	0,01863
0,743927126	0,02426
0,699392713	0,03118
0,652834008	0,03968
0,607287449	0,05008
0,561740891	0,06276
0,517206478	0,07816
0,474696356	0,09679
0,434210526	0,11922
0,396761134	0,14114
0,360323887	0,17833
0,327935223	0,2167

Supponendo quindi che la pendenza della curva sforzo-profondità definita in Tabella 4.33 non venga alterata dall'ampiezza dello sforzo assiale applicato, si integra tale distribuzione sull'intervallo 0 - 2L, la si somma all'integrale della p_m eseguita su tale intervallo e la si eguaglia al limite di fatica del componente non intagliato, secondo quanto definito dalla (3.4). L'unica incognita dell'equazione (3.4) è dunque l'ampiezza dello stato di sforzo. Per la soluzione dell'integrale è stata eseguita un'interpolazione lineare del profilo di sforzo dato dal carico esterno e di quello dato dallo shot peening ed è stato quindi eseguito il calcolo del limite di fatica attraverso un programma Matlab, Appendice 6.11 e 6.12 rispettivamente per i provini della serie A95 e B125.

L'applicazione del metodo di Taylor secondo l'approccio definito da Benetti et al. [26] per la serie di provini A95 fornisce il seguente risultato:

Tabella 4.34-Limite di fatica assiale calcolato secondo Benedetti et al. ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente, provini A95

	Limite di fatica [MPa]	errore %
NP	77	-9,67%
8-10N 400%	141	33,35%
12-14N 100%	127	20,64%
8-10A 100%	142	28,96%

Come già effettuato in precedenza si è provveduto a correggere il limite di fatica moltiplicando per il rapporto fra i b_2 e gli FWHM del provino trattato e di quello non trattato, in modo tale da considerare l'effetto di rugosità superficiale e di incrudimento, oltre a quello dato dalla presenza di uno sforzo medio di compressione; il risultato che si riscontra è il seguente:

Tabella 4.35-Limite di fatica assiale calcolato secondo Benedetti et al. corretto ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente, provini A95

	Limite di fatica [MPa]	errore %
8-10N 400%	150	41,63%
12-14N 100%	129	22,48%
8-10A 100%	144	31,35%

I risultati che si ottengono dall'applicazione del metodo per i provini della serie B125 sono presentati di seguito in Tabella 4.36 e in Tabella 4.37 con l'introduzione dei coefficienti correttivi.

Tabella 4.36-Limite di fatica assiale calcolato secondo Benedetti et al. ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente, provini B125

	Limite di fatica [MPa]	errore %
NP	63	-13,27%
8A 100%	107	43,28%

Tabella 4.37- Limite di fatica assiale calcolato secondo Benedetti et al. corretto ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente, provini B125

	Limite di fatica [MPa]	errore %
8A 100%	113	51,00%

4.6.1 Osservazioni relative all'applicazione del metodo di Taylor rivisto secondo Benedetti et al.

Si osserva che l'errore che deriva dall'applicazione del LM è molto contenuto per i provini NP e pari al 10% circa di sottostima per entrambe le serie di provini; segno che la sensibilità all'intaglio viene prevista correttamente dal metodo. Come già osservato nel paragrafo 3.5.1, il metodo proposto da Benedetti et al. [26] sovrastima il risultato osservato sperimentalmente e l'errore si attesta al 40% circa per i provini della serie A95, mentre sale al 50% circa per i provini della serie B125. Tale sovrastima come già discusso nel paragrafo 3.5.1 dipende dalla pressione idrostatica (4.3).

4.7 Applicazione metodo di Taylor proposta

Come già asserito in precedenza la sovrastima del metodo proposto da Benedetti et al. [26] è legata al termine relativo alla pressione idrostatica, in cui entrambe le componenti di sforzo residuo dovuto allo shot peening (a 0° e a 90°) assumono lo stesso peso. Come già effettuato nel paragrafo 3.6 per il caso di flessione rotante si è deciso di introdurre nella pressione idrostatica (4.3) solo la componente di sforzo residuo complanare a quella data dall'applicazione del carico esterno.

Il risultato che si ottiene è dato in Tabella 4.38 e in Tabella 4.39 per i provini delle serie A95 e B125 rispettivamente.

Tabella 4.38-Limite di fatica secondo Taylor LM monoassiale, provini A95 ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente

	Limite di fatica [MPa]	errore %
8-10N 400%	111	4,57%
12-14N 100%	103	-2,22%
8-10A 100%	111	1,19%

Tabella 4.39-Limite di fatica secondo Taylor LM monoassiale, provini B125 ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente

	Limite di fatica [MPa]	errore %
8A 100%	81	8,25%

Con l'introduzione dei coefficienti correttivi per considerare il fenomeno di incrudimento superficiale e il peggioramento della rugosità superficiale si riscontrano i seguenti risultati:

Tabella 4.40-Limite di fatica secondo Taylor LM monoassiale corretto, provini A95 ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente

	Limite di fatica [MPa]	errore %
8-10N 400%	118	11,06%
12-14N 100%	105	-0,73%
8-10A 100%	113	3,07%

Tabella 4.41-Limite di fatica secondo Taylor LM monoassiale corretto, provini B125 ed errore % rispetto al limite di fatica rilevato sperimentalmente

	Limite di fatica [MPa]	errore %
8A 100%	86	14,09%

4.7.1 Osservazioni relative all'applicazione del metodo di Taylor proposta

Come già osservato per il caso di flessione rotante nel paragrafo 3.6.1, il limite di fatica calcolato considerando una sola componente della pressione idrostatica (quella a 0°) è affetto da un minor errore rispetto al metodo applicato secondo Benedetti et al. [26]. Ciò è dovuto al fatto che le due componenti di sforzo residuo introdotto attraverso l'operazione di shot peening vengono pesate nello stesso modo dal criterio di Sines, ma in caso di sforzo monoassiale il peso maggiore in termini di incremento del limite di fatica è dato dalla componente a 0°.

Si osserva che per entrambe le serie di provini l'errore massimo è di poco superiore al 10% e quindi molto contenuto. Quindi, come osservato per il caso di flessione alternata, in caso di sforzo monoassiale è più opportuno considerare solo la componente di sforzo residuo a 0°.

4.8 Applicazione metodo meccanica della frattura

Come già sostenuto nel paragrafo 2.1 l'applicazione della meccanica della frattura a componenti intagliati segue due approcci: quello di Murakami [6] e quello di Lazzarin et al. [5]. Il primo si adatta a descrivere il comportamento di componenti che presentano un piccolo effetto di intaglio (dato per esempio da un'inclusione non metallica o da un piccolo difetto superficiale), mentre il secondo è stato pensato per effetti di intaglio acuti a V o a U. Data la geometria

del provino intagliato di Figura 4.16 si è deciso di applicare l'approccio definito da Lazzarin et al. [5].

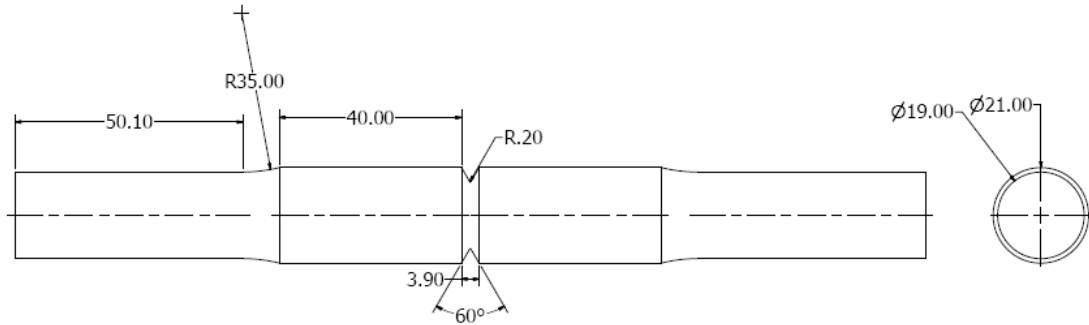


Figura 4.16-Geometria provini fatica assiale

Come già sostenuto nel paragrafo 2.1 l'approccio definito da Lazzarin et al. [5] sostiene che il range del limite di fatica sia dato dalla (2.1):

$$\Delta\sigma_{g,th} = \frac{\Delta K_{I,th}^V}{\sqrt{\pi} \left(\alpha_\gamma^{1/\gamma} a + a_0^V \right)^\gamma} \quad (2.1)$$

Per il calcolo del $\Delta K_{I,th}^V$ e di a_0^V si fa riferimento rispettivamente alle equazioni (2.2) e (2.3):

$$\Delta K_{I,th}^V = \beta_{LEFM} \Delta\sigma_0^{(1-2\gamma)} \Delta K_{th}^{2\gamma} \quad (2.2)$$

$$a_0^V = \left(\frac{\Delta K_{I,th}^V}{\sqrt{\pi} \Delta\sigma_0} \right)^{1/\gamma} \quad (2.3)$$

Il coefficiente β_{LEFM} per la geometria del provino di riferimento, che presenta un angolo di apertura di 60°, risulta pari a 1,03 [5] (Tabella 4.42), mentre a è la profondità dell'intaglio, pari a 3,15 mm; α_γ è invece il coefficiente geometrico dello stress intensity factor che tiene conto della posizione della cricca all'interno del componente; mentre γ è relativo all'angolo di apertura dell'intaglio e per la geometria di riferimento vale 0,4878 [5] (Tabella 4.42).

Tabella 4.42-Coefficienti β e γ in funzione dell'angolo di apertura dell'intaglio [5]

φ (deg)	$\gamma = 1 - \lambda_1$	Local energy		Fracture mechanics	
		β_w	$\alpha_{0\gamma, \bar{w}}$	β_{LEFM}	$\alpha_{0\gamma, LEFM}$
0	0.5	1	1	1	1
15	0.4998	0.9805	0.9609	1	0.999
30	0.4986	0.9653	0.9287	1.002	1.001
45	0.495	0.9578	0.9061	1.011	1.011
60	0.4878	0.9610	0.8956	1.030	1.032
90	0.4555	1.017	0.9274	1.107	1.118
120	0.3843	1.186	1.103	1.277	1.338
135	0.3264	1.345	1.350	1.424	1.605
150	0.248	1.591	2.032	1.641	2.303
160	0.1813	1.828	3.719	1.846	3.934
170	0.1	2.152	21.846	2.125	19.255

Per la determinazione del coefficiente α_γ è stato realizzato un modello 2D in Abaqus in cui la geometria del provino è stata assimilata a quella di una piastra avente una cricca di lunghezza pari alla profondità di intaglio [5]. La geometria della piastra è visibile in Figura 4.17.

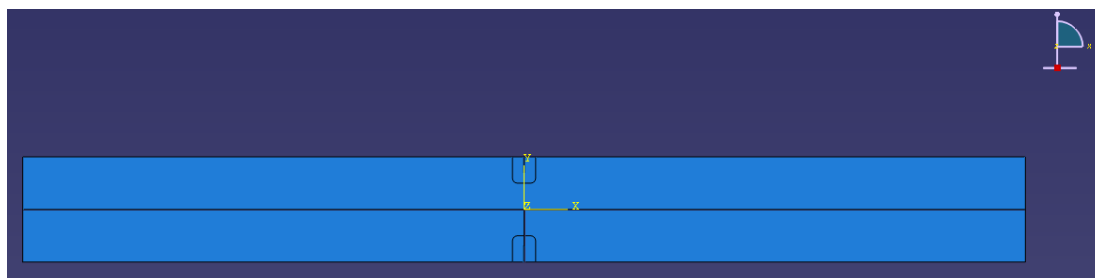


Figura 4.17-Geometria piastra per il calcolo del coefficiente geometrico α_γ

La piastra presenta una larghezza pari al diametro del provino (21 mm) e una lunghezza di 200 mm. Gli elementi utilizzati sono i CPS4R lineari. La mesh è stata progressivamente infittita in corrispondenza della cricca come mostrato in Figura 4.18 e in Figura 4.19 con una tecnica di mesh convergence: la mesh è stata resa sempre più fine fino a quando il risultato osservato sul K_I non è arrivato a convergenza.

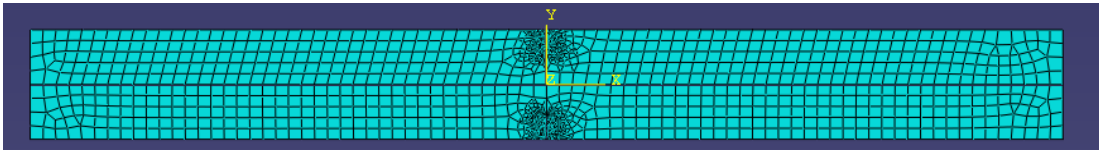


Figura 4.18-Mesh piastra

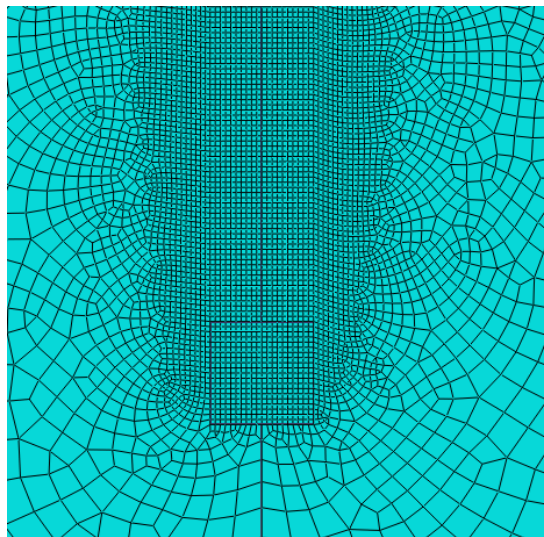


Figura 4.19-Dettaglio mesh piastra

La dimensione caratteristica degli elementi all'apice dell'intaglio è pari a $5 \mu\text{m}$ e il numero totale di elementi è di poco inferiore a 100.000.

È stato quindi applicato all'estremità della piastra uno sforzo uniforme di trazione pari a 50 MPa, come mostrato in Figura 4.20.

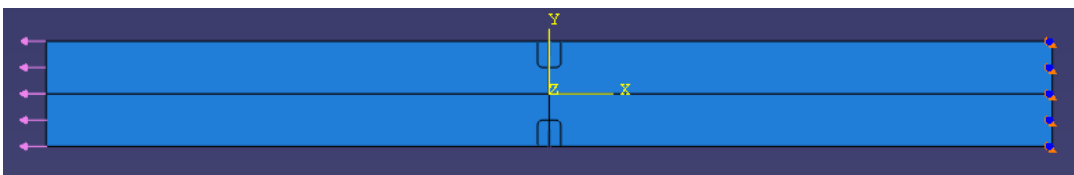


Figura 4.20-Sistema di carico e di vincolo sulla piastra

Abaqus fornisce il valore dello stress intensity factor (K_I). Noto il carico applicato, il valore dello stress intensity factor e la lunghezza di cricca sfruttando la relazione espressa dalla (4.4) è possibile ricavare il valore di α_y .

$$K_I = \alpha_y \sigma \sqrt{\pi a} \quad (4.4)$$

Il calcolo del K_I è stato impostato in modo tale che fossero eseguite 8 iterazioni, in Figura 4.21 ed in Figura 4.22 è mostrato il valore del K_I calcolato per ciascuno dei due apici di cricca.

CRACK NAME	CRACKFRONT NODE SET	K FACTOR ESTIMATES					
		1	2	3	4	5	
H-OUTPUT-1_CRACK-1	-7-						
		K1:	127.5	171.8	174.2	174.9	175.1
		K2:	0.6988E-01	0.8838E-01	0.9072E-01	0.9077E-01	0.9091E-01
MTS	DIRECTION (DEG):		-0.6282E-01	-0.5896E-01	-0.5966E-01	-0.5948E-01	-0.5949E-01
	J from Ks:		0.7927E-01	0.1440	0.1481	0.1492	0.1496
		K1:	175.2	175.3	175.4		
		K2:	0.9095E-01	0.9114E-01	0.9136E-01		
MTS	DIRECTION (DEG):		-0.5947E-01	-0.5957E-01	-0.5970E-01		
	J from Ks:		0.1498	0.1499	0.1500		

Figura 4.21-Calcolo K_I per la prima cricca

CRACK NAME	CRACKFRONT NODE SET	K FACTOR ESTIMATES					
		1	2	3	4	5	
H-OUTPUT-2_CRACK-2	-9-						
		K1:	127.5	171.8	174.2	174.9	175.1
		K2:	-0.2536	-0.3414	-0.3457	-0.3469	-0.3475
MTS	DIRECTION (DEG):		0.2280	0.2277	0.2273	0.2273	0.2274
	J from Ks:		0.7926E-01	0.1439	0.1481	0.1492	0.1496
		K1:	175.2	175.3	175.3		
		K2:	-0.3478	-0.3479	-0.3479		
MTS	DIRECTION (DEG):		0.2274	0.2274	0.2274		
	J from Ks:		0.1498	0.1499	0.1500		

Figura 4.22-Calcolo K_I per la seconda cricca

Si osserva che il K_I converge correttamente per ciascuna delle due cricche al medesimo valore pari a $175 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}}$. Inserendo il valore di K_I così calcolato nella (4.4) è possibile calcolare il valore del coefficiente α_y , che risulta pari a 1,12.

$$K_I = \alpha_y \sigma \sqrt{\pi a} \quad (4.4)$$

Per validare il modello, con la stessa tecnica di meshatura mostrata in Figura 4.18 è stato realizzato un modello FE con piastra di 1 m di lunghezza e di 1 m di larghezza, sottoposta ad un carico uniforme di trazione con cricca al centro di semiampiezza pari a 1 mm, Figura 4.23.

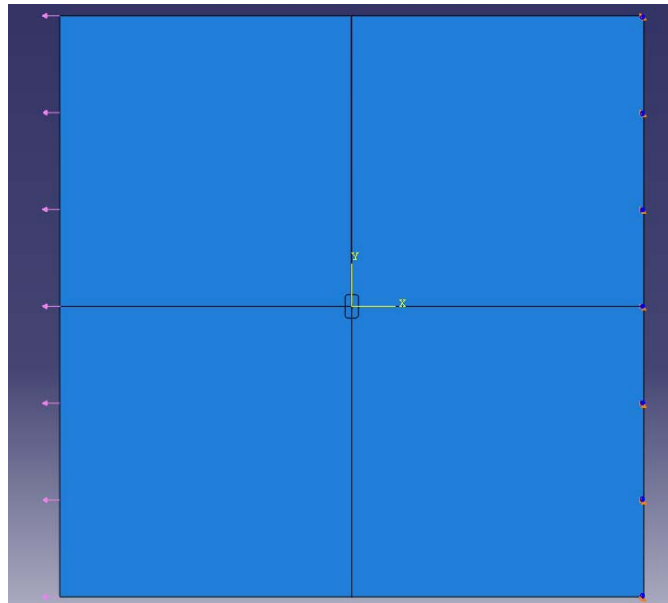


Figura 4.23-Piastra con cricca centrale

A fronte di uno sforzo di trazione applicato al remoto pari a 50 MPa, si ottiene per ciascuno dei due apici della cricca il seguente valore di K_I :

CRACK NAME	CRACKFRONT NODE SET	K FACTOR		ESTIMATES		
		1	2	3	4	5
H-OUTPUT-1_CRACK-1	-7-	K1: 65.24	87.99	89.26	89.58	89.71
		K2: -0.3398E-03	-0.2973E-03	-0.3704E-03	-0.3716E-03	-0.3768E-03
MTS	DIRECTION (DEG):	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
	J from Ks:	0.2076E-01	0.3776E-01	0.3886E-01	0.3915E-01	0.3926E-01
		K1: 89.78	89.81	89.83		
		K2: -0.3777E-03	-0.3792E-03	-0.3796E-03		
MTS	DIRECTION (DEG):	0.000	0.000	0.000		
	J from Ks:	0.3932E-01	0.3935E-01	0.3937E-01		

Figura 4.24-Calcolo del K_I per piastra, apice di cricca 1

CRACK NAME	CRACKFRONT NODE SET	K FACTOR ESTIMATES					
		C O N T O U R S					
		1	2	3	4	5	
H-OUTPUT-2_CRACK-2	-9-	K1:	65.24	87.99	89.27	89.59	89.72
		K2:	-0.1098E-02	-0.1093E-02	-0.1172E-02	-0.1166E-02	-0.1170E-02
MTS	DIRECTION (DEG):		0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
	J from Ks:		0.2076E-01	0.3777E-01	0.3887E-01	0.3916E-01	0.3927E-01
		K1:	89.79	89.82	89.84		
		K2:	-0.1169E-02	-0.1170E-02	-0.1169E-02		
MTS	DIRECTION (DEG):		0.000	0.000	0.000		
	J from Ks:		0.3932E-01	0.3936E-01	0.3937E-01		

Figura 4.25-Calcolo del K_I per piastra, apice di cricca 2

Inserendo il valore del K_I così calcolato nella (4.4) si ottiene un coefficiente α_γ pari a 1,01 e quindi molto vicino a quello teorico di una piastra infinita sottoposta ad uno sforzo uniforme di trazione (che è pari ad 1). Per tanto è stato considerato valido il modello precedentemente proposto.

Per i provini della serie A95 si ha che il valore del ΔK_{th} è pari a $13 MPa\sqrt{m}$, mentre il limite di fatica assiale è pari a 413 MPa. Inserendo questi valori nella (2.2) si ricava $\Delta K_{I,th}^V$, che risulta pari a $14,85 MPa\sqrt{m}$.

$$\Delta K_{I,th}^V = \beta_{LEFM} \Delta \sigma_0^{(1-2\gamma)} \Delta K_{th}^{2\gamma} \quad (2.2)$$

Inserendo il valore di $\Delta K_{I,th}^V$ nella (2.3) si calcola la lunghezza a_0^V che risulta pari a 82 μm .

$$a_0^V = \left(\frac{\Delta K_{I,th}^V}{\sqrt{\pi} \Delta \sigma_0} \right)^{1/\gamma} \quad (2.3)$$

È quindi possibile procedere al calcolo del limite di fatica introducendo nella (2.1) i parametri appena calcolati: il risultato che si ottiene è pari a 63 MPa.

$$\Delta \sigma_{g,th} = \frac{\Delta K_{I,th}^V}{\sqrt{\pi} \left(\alpha_\gamma^{1/\gamma} a + a_0^V \right)^\gamma} \quad (2.1)$$

Tale valore è stato quindi corretto in funzione del rapporto di ciclo R, pari a 0,1, e in funzione dello sforzo medio residuo dato dal trattamento di shot peening.

Si entra quindi nel diagramma di Haigh [23] nel punto corrispondente allo sforzo residuo di compressione superficiale dato dallo shot peening e si sale con una pendenza corrispondente a quella data dal carico esterno, come mostrato nel paragrafo 4.4 e in Figura 4.26.

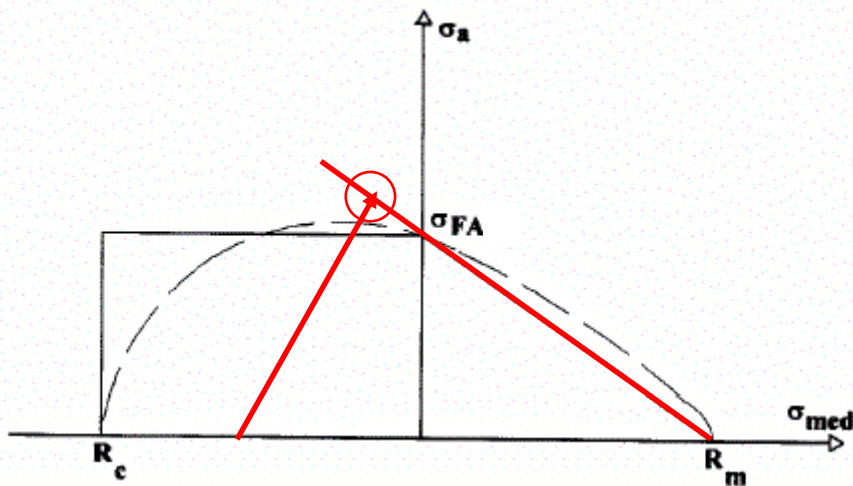


Figura 4.26-Diagramma di Haigh con approssimazione di Morrow

Scegliendo l'approssimazione di Morrow [23] per il diagramma di Haigh si ricava che il limite di fatica è il seguente:

Tabella 4.43-Limite di fatica provini A95 secondo l'approccio definito da Lazzarin et al.

	Limite di fatica [MPa]	errore %
NP	56	-34,10%
8-10N 400%	96	-9,43%
12-14N 100%	89	-15,64%
8-10A 100%	77	-30,00%

Introducendo i coefficienti correttivi per tenere in considerazione l'effetto dato dall'incrudimento e il peggioramento delle condizioni di finitura superficiale si riscontrano i seguenti risultati:

Tabella 4.44-Limite di fatica provini A95 secondo l'approccio definito da Lazzarin et al. corretto

	Limite di fatica [MPa]	errore %
8-10N 400%	102	-3,81%
12-14N 100%	90	-14,35%
8-10A 100%	78	-28,70%

Per i provini della serie B125 il ΔK_{th} è pari a $12,7 MPa\sqrt{m}$, mentre il limite di fatica assiale è pari a 478 MPa. Il $\Delta K_{I,th}^V$ che si ottiene secondo la (2.2) risulta pari a $14,53 MPa\sqrt{m}$.

$$\Delta K_{I,th}^V = \beta_{LEFM} \Delta \sigma_0^{(1-2\gamma)} \Delta K_{th}^{2\gamma} \quad (2.2)$$

Inserendo il valore di $\Delta K_{I,th}^V$ nella (2.3) si calcola la lunghezza a_0^V che risulta pari a 58 μm .

$$a_0^V = \left(\frac{\Delta K_{I,th}^V}{\sqrt{\pi} \Delta \sigma_0} \right)^{1/\gamma} \quad (2.3)$$

È quindi possibile procedere al calcolo del limite di fatica del componente intagliato per un rapporto di ciclo $R = -1$ applicando l'equazione (2.1); il limite così calcolato risulta pari a 60 MPa.

$$\Delta \sigma_{g,th} = \frac{\Delta K_{I,th}^V}{\sqrt{\pi} \left(\alpha_\gamma^{1/\gamma} a + a_0^V \right)^\gamma} \quad (2.1)$$

Tale valore viene quindi corretto in funzione del rapporto di ciclo R, pari a 0,5, e in funzione dello sforzo medio residuo dato dal trattamento di shot peening.

Si entra quindi nel diagramma di Haigh [23] nel punto corrispondente allo sforzo residuo di compressione superficiale dato dallo shot peening e si sale

con una pendenza corrispondente a quella data dal carico esterno (Figura 4.26). Scegliendo l'approssimazione di Morrow [23] per il diagramma di Haigh si ricava che il limite di fatica è il seguente:

Tabella 4.45-Limite di fatica provini B125 secondo l'approccio definito da Lazzarin et al.

	Limite di fatica [MPa]	errore %
NP	51	-29,94%
8A 100%	72	-4,00%

Introducendo i coefficienti correttivi per considerare il fenomeno di incrudimento e il peggioramento della finitura superficiale (rapporto tra gli FWHM e i_{b_2}) si ottiene il seguente risultato:

Tabella 4.46- Limite di fatica provini B125 secondo l'approccio definito da Lazzarin et al. corretto

	Limite di fatica [MPa]	errore %
8A 100%	76	1,17%

4.8.1 Osservazioni relative all'applicazione del metodo di Lazzarin et al.

Il metodo proposto da Lazzarin et al. [5], opportunamente corretto per considerare la presenza dello sforzo medio dato dal trattamento di peening e dall'applicazione del carico esterno, fornisce risultati che approssimano abbastanza bene i dati rilevati sperimentalmente. Per la serie A95 l'errore massimo si attesta in una sottostima del 30% circa, mentre per i provini della serie B125 l'errore è più ridotto e pari al 5% circa. Introducendo i coefficienti correttivi per considerare l'incrudimento e il peggioramento delle condizioni di finitura superficiale si assiste a un leggero miglioramento dei risultati.

Il fatto che il metodo sia leggermente conservativo, soprattutto per i provini della serie A95 può dipendere dal fatto che nelle analisi condotte da Lazzarin et al. [5] a parità di coefficiente di intaglio teorico la profondità della cricca equivalente risulta inferiore a quella dei provini mostrati in Figura 4.1.

Il metodo per la sua applicazione richiede la conoscenza del limite di fatica del materiale, del threshold stress intensity range e di un'analisi FE per la determinazione del coefficiente di forma dello stress intensity factor. A patto di accettare una maggiore approssimazione dei risultati, a fronte di un contenimento dei costi, è possibile sostituire ai valori del threshold stress intensity range e del limite di fatica rilevato sperimentalmente una stima a partire dalle proprietà statiche del materiale, inoltre il fattore di forma può essere stimato, al posto che con un'analisi agli elementi finiti, a partire da dati presenti in letteratura.

5 Discussione critica e conclusioni

Alla luce di quanto analizzato numericamente nei capitoli 3 e 4 i metodi che meglio descrivono e approssimano il comportamento sperimentale sono quelli proposti dall'FKM [18] e da Taylor [12], secondo LM, applicato in versione monoassiale; anche il metodo proposto da Eichlseder [16] e quello proposto da Lazzarin et al. [5], opportunamente adattati al caso di componenti pallinati, sono comunque in grado di fornire risultati che approssimano in modo soddisfacente i dati sperimentali.

Il metodo proposto da Olmi et al. [15] è invece confutato in dettaglio nel paragrafo 3.2.1 dal momento che per la sua applicazione richiede la conoscenza del limite di fatica, che è incognita del problema stesso.

Il metodo di Eichlseder per il suo funzionamento richiede la determinazione del gradiente superficiale, dato dal carico esterno, in corrispondenza dell'effetto di intaglio; per far ciò è necessario realizzare un modello FE con un'ottima definizione superficiale (dell'ordine di pochi μm), il che rende necessario meshare opportunamente il componente se non si vogliono innalzare eccessivamente i tempi di calcolo ed i costi. Calcolato il gradiente superficiale lo si normalizza per lo sforzo massimo applicato e si ottiene il gradiente relativo. Noti quindi i limiti di fatica del materiale a trazione e a flessione è possibile calcolare il limite di fatica del componente intagliato. Dal momento che il metodo proposto da Eichlseder [16] è stato pensato per un rapporto di ciclo $R = -1$ si è deciso di correggere il limite così calcolato attraverso il diagramma di Haigh [23] in modo tale da considerare lo sforzo residuo di compressione introdotto dallo shot peening e l'eventuale componente media del carico esterno applicato. Il risultato ottenuto è stato poi moltiplicato per i coefficienti di rugosità e di incrudimento, definiti rispettivamente come rapporto tra b_2 del provino trattato tramite peening e di quello non trattato e come rapporto degli FWHM del provino pallinato e di quello non trattato.

La soluzione, seppur manifestando un fit abbastanza buono dei risultati rilevati sperimentalmente con un errore che si attesta in un range del $\pm 20\%$ (a meno

della serie dei provini B125 che sovrastima del 50% il reale limite di fatica), lascia comunque qualche perplessità relativa al fatto che non viene specificata la distanza a cui considerare i due punti per il calcolo del gradiente e, ovviamente, scegliendo punti a distanza diversa, anche a pochi μm , il risultato cambia sensibilmente.

Da questo punto di vista la soluzione più elegante e raffinata sembra essere quella proposta da Taylor applicata secondo LM e corretta con l'implementazione del criterio di Sines. Infatti secondo il LM il cedimento del componente si manifesta quando integrando su una distanza da 0 a $2L$ a partire dall'apice dell'intaglio (dove L è la distanza critica definita secondo El Haddad [14]) lo sforzo eguaglia il limite di fatica del componente non intagliato. In tal senso l'integrale sembra essere la miglior soluzione dal momento che in tal modo il cedimento non viene considerato come il raggiungimento di un valore di soglia puntuale, ma come una media pesata. Implementando il criterio di Taylor congiuntamente al criterio multiassiale di Sines è possibile considerare l'effetto dato dalla presenza dello sforzo residuo di compressione introdotto attraverso lo shot peening e l'eventuale componente media che deriva dall'applicazione del carico esterno attraverso il termine della pressione idrostatica. Nel caso di sforzo monoassiale considerare entrambe le componenti di sforzo residuo date dal trattamento di shot peening (a 0° e a 90° , ovvero sia in direzione radiale e nella direzione a essa ortogonale) conduce a una sovrastima del risultato, mentre l'errore si riduce notevolmente considerando solo la componente di sforzo residuo complanare a quella data dall'applicazione del carico esterno. La ragione di questo comportamento è da ricercare nel termine della pressione idrostatica che pesa in eguale misura le componenti di sforzo residuo a 0° e a 90° . Dunque in caso di stato di sforzo multiassiale sembra corretto considerarle entrambe, mentre in caso di sforzo monoassiale sembra più opportuno considerare solo la componente di sforzo residuo complanare a quella data dall'applicazione del carico esterno e applicare il LM secondo la versione originale monoassiale proposta da Taylor [12].

Applicando il LM in versione monoassiale e introducendo i coefficienti di rugosità e di incrudimento l'errore si attesta per tutte le serie di provini in un

range del $\pm 10\%$, mostrando un ottimo fit con i risultati rilevati sperimentalmente.

Per quanto riguarda invece il metodo FKM, a fronte di una notevole semplicità applicativa, manifesta un'ottima concordanza con i risultati osservati sperimentalmente. Il metodo può essere applicato sia secondo l'approccio degli sforzi nominali, sia attraverso l'approccio degli sforzi locali. L'approccio degli sforzi nominali prevede che, per il calcolo del gradiente, l'effetto di intaglio del provino sia assimilato a un effetto di intaglio noto e presente nel catalogo proposto dall'FKM; l'approccio degli sforzi locali prevede invece che il gradiente sia determinato attraverso un'analisi agli elementi finiti.

Il metodo FKM considera senza bisogno di introdurre coefficienti correttivi sia la presenza dello sforzo medio dovuto allo shot peening, che quello dovuto all'applicazione del carico esterno; considera inoltre il fenomeno di incrudimento superficiale e la rugosità per il calcolo del limite di fatica. I risultati che si ottengono dall'implementazione del metodo sono molto vicini a quelli rilevati sperimentalmente e cadono in un range di errore di circa il $\pm 10\%$, tranne i provini della serie B125 che presentano una sovrastima di circa il 20%.

La previsione è più conservativa per i provini non pallinati dove il limite di fatica viene sottostimato mediamente del 20÷30%.

Per quanto riguarda i criteri di progetto a fatica basati sull'approccio della meccanica della frattura, essi seguono due strade: quella definita da Murakami [6] e quella definita da Lazzarin et al. [5]. L'approccio di Murakami funziona in caso di piccoli effetti di intaglio dati per esempio da un'inclusione o da un piccolo difetto superficiale; dal momento che gli effetti di intaglio dei provini analizzati nel capitolo 3 e nel capitolo 4 non rientrano nella categoria di quelli analizzati da Murakami si è preferito non applicare tale approccio giudicando non accettabili le approssimazioni che ne sarebbero derivate.

Per quanto riguarda l'approccio definito da Lazzarin et al. [5] è stato ideato per provini che presentano un effetto di intaglio marcato a V o a U e tale metodo è stato testato per K_t compresi nel range 3÷30. Si è deciso quindi di applicare tale approccio ai provini testati a fatica assiale, realizzati con i materiali A95 e B125, dal momento che presentano un effetto di intaglio a V con K_t pari a 5,9. Non è

stato applicato tale metodo ai provini realizzati da Peen Service e trattati nel capitolo 3 dal momento che tali provini presentano un effetto di intaglio che rientra nella categoria dei blunt notch.

Il metodo proposto da Lazzarin et al. [5] richiede per il suo funzionamento la conoscenza del limite di fatica assiale del provino e del threshold stress intensity range, oltre ad un'analisi agli elementi finiti per la determinazione del coefficiente geometrico dello stress intensity factor. Il metodo è leggermente conservativo nella previsione del limite di fatica dei componenti intagliati e non pallinati con un errore che si attesta in una sottostima del 20÷30%. Si è deciso come già fatto per il metodo di Eichlseder di correggere il risultato ottenuto dall'implementazione del criterio di Lazzarin et al. [5], calcolato per $R = -1$, attraverso il diagramma di Haigh tramite l'approssimazione di Morrow [23]. Il risultato ottenuto è stato poi corretto moltiplicando per i coefficienti di rugosità e di incrudimento. L'errore commesso è abbastanza contenuto e si attesta in una sottostima inferiore al 30% per i provini della serie A95, mentre è molto ridotto (1% circa) per i provini della serie B125.

I metodi che meglio approssimano i risultati sperimentali sono quello definito dall'FKM e quello di Taylor applicato in versione monoassiale e si attestano entrambi in un range di errore del $\pm 10\%$ circa. Il metodo FKM è probabilmente il più semplice e meccanico da applicare, soprattutto attraverso l'approccio degli sforzi nominali. Una limitazione del metodo risiede nel fatto che lo sforzo introdotto come sforzo residuo è quello superficiale; in caso di trattamenti di peening non particolarmente intensi (designati con la lettera N ed A nella scala di Almen) ciò è corretto dal momento che la zona maggiormente sollecitata rimane quella superficiale: è lì infatti che si ha la nucleazione delle cricche; mentre in caso di trattamenti di peening intensi (classificati con la lettera C nella scala di Almen) le cricche possono nucleare sotto la superficie del componente. In tal caso la soluzione più opportuna sembra essere quella di Taylor dal momento che il cedimento del componente viene previsto integrando sulla distanza critica lo sforzo dato dal peening e quello dato dal carico esterno; quindi si ha una soluzione che appare più robusta al variare delle condizioni di peening.

Per tanto se l'effetto di intaglio del componente non è particolarmente complesso la strada più ragionevole e meno costosa sembra essere quella proposta dall'FKM secondo l'approccio degli sforzi locali, mentre in caso di geometrie più complesse o in caso di pallinatura intensa la strada più opportuna da seguire sembra essere quella definita da Taylor, applicata congiuntamente ad un criterio multiassiale.

Nelle Tabella 5.1 - Tabella 5.3 sono mostrati in maniera sintetica tutti i risultati relativi all'implementazione dei criteri analizzati per ogni serie di provini trattata.

Tabella 5.1-Limite di fatica provini a flessione rotante

	Limite di fatica del provino secondo Eichlseder [MPa]	errore %
NP	341	-12,64%
10-12N	427	-2,57%
4-6A	439	-10,79%
10-12A	438	-15,53%
	Limite di fatica del provino secondo Eichlseder corretto [MPa]	errore %
10-12N	399	-8,89%
4-6A	407	-17,21%
10-12A	402	-22,47%
	Limite di fatica del provino secondo Taylor [MPa]	errore %
NP	342	-12,40%
10-12N	549	25,40%
4-6A	713	44,90%
10-12A	681	31,43%
	Limite di fatica del provino secondo Taylor corretto [MPa]	errore %
10-12N	514	17,27%
4-6A	662	34,48%
10-12A	625	20,63%

	Limite di fatica del provino secondo Taylor monoassiale [MPa]	errore %
10-12N	445	1,70%
4-6A	532	8,13%
10-12A	504	-2,65%
	Limite di fatica del provino secondo Taylor corretto monoassiale [MPa]	errore %
10-12N	417	-4,89%
4-6A	494	0,35%
10-12A	463	-10,65%
	Limite di fatica secondo FKM sforzi nominali smooth specimen [MPa]	errore %
NP	441	-26,81%
10-12N	599	-14,97%
4-6A	700	3,62%
10-12A	687	-3,57%
	Limite di fatica secondo FKM sforzi nominali notched specimen [MPa]	errore %
NP	275	-29,55%
10-12N	427	-2,52%
4-6A	540	9,79%
10-12A	538	3,86%
	Limite di fatica secondo FKM sforzi locali notched specimen [MPa]	errore %
NP	273	-29,96%
10-12N	426	-2,64%
4-6A	540	9,74%
10-12A	539	4,00%

Tabella 5.2-Limite di fatica provini A95

	Limite di fatica secondo Eichlseder [MPa]	errore %
NP	72	-14,94%
8-10N 400%	124	17,25%
12-14N 100%	115	9,34%
8-10A 100%	100	-9,26%
	Limite di fatica secondo Eichlseder corretto [MPa]	errore %
8-10N 400%	128	21,28%
12-14N 100%	120	13,75%
8-10A 100%	101	-7,57%

	Limite di fatica del provino secondo Taylor [MPa]	errore %
NP	77	-9,67%
8-10N 400%	141	33,35%
12-14N 100%	127	20,64%
8-10A 100%	142	28,96%
	Limite di fatica del provino secondo Taylor corretto [MPa]	errore %
8-10N 400%	150	41,63%
12-14N 100%	129	22,48%
8-10A 100%	144	31,35%
	Limite di fatica del provino secondo Taylor monoassiale [MPa]	errore %
8-10N 400%	111	4,57%
12-14N 100%	103	-2,22%
8-10A 100%	111	1,19%
	Limite di fatica del provino secondo Taylor corretto monoassiale [MPa]	errore %
8-10N 400%	118	11,06%
12-14N 100%	105	-0,73%
8-10A 100%	113	3,07%
	Limite di fatica secondo FKM sforzi nominali [MPa]	errore %
NP	56	-34,09%
8-10N 400%	101	-4,39%
12-14N 100%	100	-5,75%
8-10A 100%	103	-6,31%
	Limite di fatica secondo FKM sforzi locali [MPa]	errore %
NP	53	-37,21%
8-10N 400%	97	-8,17%
12-14N 100%	95	-10,52%
8-10A 100%	97	-12,06%
	Limite di fatica secondo Lazzarin, meccanica frattura [MPa]	errore %
NP	56	-34,10%
8-10N 400%	96	-9,43%
12-14N 100%	89	-15,64%
8-10A 100%	77	-30,00%
	Limite di fatica secondo Lazzarin corretto, meccanica frattura [MPa]	errore %
8-10N 400%	102	-3,81%
12-14N 100%	90	-14,35%
8-10A 100%	78	-28,70%

Tabella 5.3-Limite di fatica provini B125

	Limite di fatica del provino secondo Eichlseder [MPa]	errore %
NP	87	19,54%
8A 100%	105	39,68%
	Limite di fatica del provino secondo Eichlseder corretto [MPa]	errore %
8A 100%	110	47,20%
	Limite di fatica del provino secondo Taylor [MPa]	errore %
NP	63	-13,27%
8A 100%	107	43,28%
	Limite di fatica del provino secondo Taylor corretto [MPa]	errore %
8A 100%	113	51,00%
	Limite di fatica del provino secondo Taylor monoassiale [MPa]	errore %
8A 100%	81	8,25%
	Limite di fatica del provino secondo Taylor corretto monoassiale [MPa]	errore %
8A 100%	86	14,09%
	Limite di fatica secondo FKM sforzi nominali [MPa]	errore %
NP	59	-21,99%
8A 100%	98	26,14%
	Limite di fatica secondo FKM sforzi locali [MPa]	errore %
NP	57	-23,88%
8A 100%	94	20,89%
	Limite di fatica secondo Lazzarin, meccanica frattura [MPa]	errore %
NP	51	-29,95%
8A 100%	72	-4,00%
	Limite di fatica secondo Lazzarin corretto, meccanica frattura [MPa]	errore %
8A 100%	76	1,17%

6 Appendice

6.1 Programma Matlab per l'implementazione del criterio di Eichlseder in flessione rotante secondo Olmi et al.

```
clear all
close all
clc

%distribuzione sforzo al limite di fatica del componente non
pallinato

%S33

x=[0 0.0043 0.0093 0.0151 0.022 0.03 0.0392 0.05 0.0627 0.0774
0.0946 0.115 0.138 0.165 0.197 0.234];
stress_load=[881 823 795 768 737 706 675 645 615 586 557 528 500
473 446 420;989 925 893 862 827 793 758 724 691 658 625 593 562
531 501 471;1042 974 941 908 835 798 763 727 693 658 625 592 559
527 496 466];

%sforzo residuo dovuto allo shot peening

d=[0 0.02 0.04 0.06 0.1 0.15 0.2;0 0.04 0.06 0.085 0.125 0.16
0.2;0 0.04 0.07 0.095 0.12 0.18 0.2];
stress_peening=[-410 -380 -350 -250 -100 -70 10;-685 -676 -539 -
275 -123 -59 0;-653 -514 -597 -529 -342 -68 0];

% interpolazione e somma dello sforzo dato dal carico esterno a
quello dato dallo shot peening

for ii=1:3;
figure(1)
plot(x,stress_load)
xlabel 'x'
ylabel 'stress'
title 'stress load'
legend ('10-12N', '4-6A', '10-12A')

figure(2)
plot(d(ii,:),stress_peening(ii,:))
xlabel 'x'
ylabel 'stress'
```

```
title 'stress peening'
hold all
legend ('10-12N', '4-6A', '10-12A')

xi=0:0.001:0.2;
STRESS_LOAD(ii,:)=interp1(x,stress_load(ii,:),xi);
STRESS_PEENING(ii,:)=interp1(d(ii,:),stress_peening(ii,:),xi);

figure(3)
plot(xi,STRESS_LOAD(ii,:))
xlabel 'x'
ylabel 'stress'
title 'stress load interp'
hold all
legend ('10-12N', '4-6A', '10-12A')

figure(4)
plot(xi,STRESS_PEENING(ii,:))
xlabel 'x'
ylabel 'stress'
title 'stress peening interp'
hold all
legend ('10-12N', '4-6A', '10-12A')

stress(ii,:)=STRESS_LOAD(ii,:)+STRESS_PEENING(ii,:);

figure(5)
plot(xi,stress(ii,:))
xlabel 'x'
ylabel 'stress'
title 'stress tot'
hold all
legend ('10-12N', '4-6A', '10-12A')
X(ii,:)=gradient(stress(ii,:),xi);
X(ii,:)=(1/(stress(ii,1)))*X(ii,:);

figure(6)
plot(xi,X(ii,:))
xlabel 'x'
ylabel 'gradient'
title 'relative gradient'
hold all
legend ('10-12N', '4-6A', '10-12A')
a(ii)=abs(X(ii,1));

% Dati del materiale

b=6;
kd=0.3;
sigma_tf=565; %fatigue limit in uniform stress
```

```

sigma_bf=602; %fatigue limit in bending
Rm=1200; %ultimate strength
Rp=835; %yield strength

% Criterio di Eichlseder

sigmaf(ii)=sigma_tf*(1+(sigma_bf/sigma_tf-1)*(a(ii)/(2/b))^kd);

clc

end

%Introduzione sforzo medio tramite Marin

sigmad1=((sigmaf.^2.*(1-(STRESS_PEENING(:,1)'/Rm).^2)).^0.5)/2;

%Introduzione coefficienti di rugosità e di incrudimento

Rug_NP=0.966;
FWHM_NP=3.57;
Rug=[0.86 0.84 0.82];
FWHM=[3.75 3.81 3.86];
Rug_ratio=Rug/Rug_NP;
FWHM_ratio=FWHM/FWHM_NP;

% confronto dei vari risultati
fatigue_limit=[438 492 518]; %limite di fatica rilevato
sperimentalmente
sigmad1
error1=((sigmad1-fatigue_limit)./fatigue_limit)*100

sigmad1_modified=(sigmaf.*Rug_ratio.*FWHM_ratio)/2
error2=((sigmad1_modified-fatigue_limit)./fatigue_limit)*100

```

6.2 Programma Matlab per l'implementazione del criterio di Eichlseder in flessione rotante modificato

```

clear all
close all
clc

%Rotating bending SAE4340

for ii=1:4
x1=[0 0.0043 0.0093 0.0151 0.022 0.03 0.0392 0.05 0.0627 0.0774
0.0946 0.115 0.138 0.165 0.197 0.234];
stress1=[784 733 708 684 656 628 601 574 547 521 496 470 446 421
397 374;881 823 795 768 737 706 675 645 615 586 557 528 500 473
446 420;989 925 893 862 827 793 758 724 691 658 625 593 562 531
501 471;1042 974 941 908 871 835 798 763 727 693 658 625 592 559
527 496];
max_stress1=stress1(:,1);
X1(ii,:)=gradient(stress1(ii,:),x1);
end

Xrell=abs((1./max_stress1).*X1(:,1));

% Dati del materiale

b=6;
kd=0.3;
sigma_tf=602*0.9384; %fatigue limit in uniform stress
sigma_bf=602; %fatigue limit in bending
Rm=1200; %ultimate strength
Rp=835; %yield strength

%Limite di fatica secondo Eichlseder

sigmaf=(sigma_tf*(1+(sigma_bf/sigma_tf-
1)*(Xrell(1)/(2/b))^kd))/2

stress_peening=[0 0 0 0 0 0 0;-410 -380 -350 -250 -100 -70 10;-
685 -676 -539 -275 -123 -59 0;-721 -705 -695 -364 -101 -77 0];

%Correzione diagramma di Haigh reale
sigmad1=sigmaf;
mean_stress_ratio=[1 1.2525 1.2883 1.2843];
sigmad1=sigmad1.*mean_stress_ratio;

%Introduzione coefficienti di rugosità e di incrudimento

```



```

Rug_NP=0.966;
FWHM_NP=3.57;
Rug=[0.966 0.86 0.84 0.82];
FWHM=[3.57 3.75 3.81 3.86];
Rug_ratio=Rug/Rug_NP;
%Rug_ratio=1; %se flaggato non considera l'effetto dato dalla
finitura superficiale
FWHM_ratio=FWHM/FWHM_NP;

% confronto dei vari risultati
fatigue_limit=[390 438 492 518]; %limite di fatica rilevato
sperimentalmente
sigmadl
error1=((sigmadl-fatigue_limit)./fatigue_limit)*100

sigmadl_modified=sigmadl.*Rug_ratio.*FWHM_ratio
error2=((sigmadl_modified-fatigue_limit)./fatigue_limit)*100

```

6.3 Costruzione per interpolazione del diagramma di Haigh

```

clear all
close all
clc

%Diagramma di Haigh completo

sigma_med=[-410 -721 -1200 0 800];
fatigue_limit_unnotched=[705 712 0 602 0];

Rug_NP=0.966;
Rug=[0.86 0.82];
Rug_ratio=Rug/Rug_NP;
Rug_ratio=[Rug_ratio 1 1 1];
FWHM_NP=3.57;
FWHM=[3.75 3.86];
FWHM_ratio=FWHM/FWHM_NP;
FWHM_ratio=[FWHM_ratio 1 1 1];
fatigue_limit=(fatigue_limit_unnotched./Rug_ratio)./FWHM_ratio;

figure()
plot(sigma_med,fatigue_limit,'*')

x=-1200:1:800;
haigh_diagram=interp1(sigma_med,fatigue_limit,x,'cubic');

figure()
plot(x,haigh_diagram)
grid on

%Rapporti di ciclo per il criterio di Eichlseder

ratio=haigh_diagram/602;
ratio10N=ratio(1200-410)
ratio6A=ratio(1200-695)
ratio10A=ratio(1200-744)

```

6.4 Applicazione FKM in flessione rotante, approccio sforzi nominali

6.4.1 Componente liscio

Intensity	Smooth specimen			
	NP	10N	6A	10A
$\sigma_{W,zd}$	480,0000	480,0000	480,0000	480
$\bar{G}_\sigma(r)$	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
$\bar{G}_\sigma(d)$	0,3333	0,3333	0,3333	0,3333
a_g	0,5000	0,5000	0,5000	0,5000
b_g	2700,0000	2700,0000	2700,0000	2700,0000
$n_\sigma(r)$	1,0000	1,0000	1,0000	1,0000
$n_\sigma(d)$	1,0656	1,0656	1,0656	1,0656
K_t	1,0000	1,0000	1,0000	1,0000
$K_{f,b}$	0,9384	0,9384	0,9384	0,9384
$a_{R,\sigma}$	0,2200	0,2200	0,2200	0,2200
R_z	5,8400	8,5000	9,2800	12,0700
$R_{m,N,min}$	400,0000	400,0000	400,0000	400,0000
$K_{R,\sigma}$	0,8688	0,8409	0,8344	0,8148
K_V	1,0000	1,1000	1,1400	1,1600
$K_{WK,b}$	1,0894	1,0251	0,9973	1,0049
Fatigue limit (R=-1)	440,5911	468,2333	481,2892	477,6559
M_σ		0,3200	0,3200	0,3200
Sforzo res		-410,0000	-685,0000	-653,0000
$s_{m,K}$		-0,8756	-1,4233	-1,3671
$K_{AK,b}$		1,2802	1,4554	1,4375
Fatigue limit	440,5911	599,4333	700,4892	686,6159
Real fatigue limit	602,0000	705,0000	676,0000	712,0000
Error %	-26,8121	-14,9740	3,6227	-3,5652

6.4.2 Componente intagliato

Intensity	Notched specimen			
	NP	10-12N	4-6A	10-12A
$\sigma_{W,zd}$	480,0000	480,0000	480,0000	480,0000
$\bar{G}_\sigma(r)$	5,7500	5,7500	5,7500	5,7500
$\bar{G}_\sigma(d)$	0,3333	0,3333	0,3333	0,3333
a_g	0,5000	0,5000	0,5000	0,5000
b_g	2700,0000	2700,0000	2700,0000	2700,0000
$n_\sigma(r)$	1,1760	1,1760	1,1760	1,1760
$n_\sigma(d)$	1,0656	1,0656	1,0656	1,0656
K_t	2,0000	2,0000	2,0000	2,0000
$K_{f,b}$	1,5960	1,5960	1,5960	1,5960
$a_{R,\sigma}$	0,2200	0,2200	0,2200	0,2200
R_z	5,8400	8,5000	9,2800	12,0700
$R_{m,N,min}$	400,0000	400,0000	400,0000	400,0000
$K_{R,\sigma}$	0,8688	0,8409	0,8344	0,8148
K_V	1,0000	1,1000	1,2000	1,2500
$K_{WK,b}$	1,7470	1,6229	1,4954	1,4586
Fatigue limit (R=-1)	274,7560	295,7649	320,9798	329,0824
M_σ		0,3200	0,3200	0,3200
Sforzo res		-410,0000	-685,0000	-653,0000
$S_{m,K}$		-1,3862	-2,1341	-1,9843
$K_{AK,b}$		1,4436	1,6829	1,6350
Fatigue limit	274,7560	426,9649	540,1798	538,0424
Real fatigue limit	390,0000	438,0000	492,0000	518,0000
Error %	-29,5497	-2,5194	9,7926	3,8692

6.5 Applicazione FKM in flessione rotante, approccio sforzi locali

Intensity	Notched specimen			
	NP	10-12N	4-6A	10-12A
$\sigma_{W,zd}$	480,0000	480,0000	480,0000	480,0000
\tilde{K}_f	2,0000	2,0000	2,0000	2,0000
σ_{1a}	1,0000	1,0000	1,0000	1,0000
σ_{2a}	0,9349	0,9349	0,9349	0,9349
Δs	0,0043	0,0043	0,0043	0,0043
\bar{G}_σ	15,1281	15,1281	15,1281	15,1281
a_g	0,5000	0,5000	0,5000	0,5000
b_g	2700,0000	2700,0000	2700,0000	2700,0000
n_σ	1,2241	1,2241	1,2241	1,2241
$a_{R,\sigma}$	0,2200	0,2200	0,2200	0,2200
R_z	5,8400	8,5000	9,2800	12,0700
$R_{m,N,\min}$	400,0000	400,0000	400,0000	400,0000
$K_{R,\sigma}$	0,8688	0,8409	0,8344	0,8148
K_V	1,0000	1,1000	1,2000	1,2500
$K_{WK,\sigma}$	0,8786	0,8129	0,7483	0,7278
Fatigue limit (R=-1)	273,1649	295,2386	320,7155	329,7668
M_σ		0,3200	0,3200	0,3200
Sforzo res		-410,0000	-685,0000	-653,0000
s_m		-1,3887	-2,1358	-1,9802
$K_{AK,\sigma}$		1,4444	1,6835	1,6337
Fatigue limit	273,1649	426,4386	539,9155	538,7268
Real fatigue limit	390,0000	438,0000	492,0000	518,0000
Error %	-29,9577	-2,6396	9,7389	4,0013

6.6 Programma Matlab per l'implementazione del criterio di Taylor in flessionale rotante

```

clear all
close all
clc

% Dati del materiale

Rm=1200; %ultimate strength
Rp=835; %yield strength
deltaKth=11; %threshold stress intensity range
sigma0=602; %fatigue limit of smooth specimen

L0=vpa(((1/pi)*(deltaKth/(sigma0*2))^2)*10^3,3);
L0=double(L0);

%distribuzione sforzo al limite di fatica del componente non
pallinato

%S33

x=[0 0.0043 0.0093 0.0151 0.022 0.03 0.0392 0.05 2*L0];
stress_load=[1 0.93494898 0.903061224 0.87244898 0.836734694
0.801020408 0.766581633 0.732142857 0.72343756];

%sforzo residuo dovuto allo shot peening

d=[0 0.02 0.04 2*L0;0 0.02 0.04 2*L0;0 0.04 0.05 2*L0;0 0.04
0.05 2*L0];
stress_peening0=[0 0 0 0;-410 -380 -350 -284;-685 -676 -607.5 -
585.6;-653 -514 -542 -551];
stress_peening90=[0 0 0 0;-410 -380 -350 -284;-618 -646 -643 -
642;-727 -549 -573 -573];

%Criterio di Taylor

%Integrale dello sforzo dovuto al peening

for jj=1:length(d(1,:))-1;
    for kk=1:4;
        peening_int0(kk,jj)=((d(kk,jj+1)^2-d(kk,jj)^2)/2-
(d(kk,jj+1)-d(kk,jj))*d(kk,jj))*(stress_peening0(kk,jj+1)-
stress_peening0(kk,jj))/(d(kk,jj+1)-
d(kk,jj))+stress_peening0(kk,jj)*(d(kk,jj+1)-d(kk,jj)));
    end
end

```

```

                peening_int90(kk,jj)=(d(kk,jj+1)^2-d(kk,jj)^2)/2-
(d(kk,jj+1)-d(kk,jj))*d(kk,jj)*(stress_peening90(kk,jj+1)-
stress_peening90(kk,jj))/(d(kk,jj+1)-
d(kk,jj))+stress_peening90(kk,jj)*(d(kk,jj+1)-d(kk,jj));
                peening_int00(kk)=(sum(peening_int0(kk,:)))/(2*L0);
                peening_int9090(kk)=(sum(peening_int90(kk,:)))/(2*L0);
        end
end

for mm=1:length(x(1,:))-1;
        load_int(mm)=(x(mm+1)^2-x(mm)^2)/2-(x(mm+1)-
x(mm))*x(mm)*(stress_load(mm+1)-stress_load(mm))/(x(mm+1)-
x(mm))+stress_load(mm)*(x(mm+1)-x(mm));
end

stress_peening=peening_int00+peening_int9090;

load_int1=sum(load_int)/(2*L0);
f_1=0.9384*602; %fatigue limit for R=-1
f_0=384; %fatigue limit for R=0 ricavato da diagramma di Haigh-
Goodman

%calcolo dello sforzo limite senza considerare incrudimento e
finitura
%superficiale

beta=f_1;
alpha=3*(f_1/f_0-1);
sigmalim=(beta-alpha*stress_peening/3)/(load_int1*2)
fatigue_limit=[390 438 492 518]; %limite di fatica rilevato
sperimentalmente
error1=((sigmalim-fatigue_limit)./fatigue_limit)*100

%Introduzione coefficienti di rugosità e di incrudimento

Rug_NP=0.966;
FWHM_NP=3.57;
Rug=[0.966 0.86 0.84 0.82];
FWHM=[3.57 3.75 3.81 3.86];
Rug_ratio=Rug/Rug_NP;
%Rug_ratio=1; %se flaggato non considera il rapporto tra i b2
FWHM_ratio=FWHM/FWHM_NP;

sigmalim_modified=(sigmalim.*Rug_ratio.*FWHM_ratio)
error2=((sigmalim_modified-fatigue_limit)./fatigue_limit)*100

```

6.7 Programma Matlab per l'implementazione del criterio di Eichlseder in fatica assiale provini serie A95

```

clear all
close all
clc

%distribuzione sforzo al limite di fatica del componente non
pallinato

%S33

x=[0 0.00293 0.00492 0.00736 0.01036 0.01407 0.01863 0.02426
0.03118 0.03968 0.05008 0.06276 0.07816 0.09679 0.11922 0.14114
0.17833 0.2167];
stress_load=[874 849 822 792 760 725 689 650 611 571 530 491 452
415 379 345 314 285];

X=gradient(stress_load,x);
X=(1/(stress_load(1)))*X;

a=abs(X);

% Dati del materiale

b=6;
kd=0.3;
sigma_tf=438*0.9384; %fatigue limit in uniform stress
sigma_bf=438; %fatigue limit in bending
Rm=810; %ultimate strength
Rp=728; %yield strength

% Criterio di Eichlseder

sigmaf=(sigma_tf*(1+(sigma_bf/sigma_tf-1)*(a(1)/(2/b))^kd))/5.9;

clc

%Introduzione coefficienti di rugosità e di incrudimento

Rug_NP=0.83;
FWHM_NP=3.22;
Rug=[0.82 0.81 0.83 0.78];
FWHM=[3.22 3.41 3.35 3.49];
Rug_ratio=Rug/Rug_NP;
FWHM_ratio=FWHM/FWHM_NP;

```



```
sigmaf1=(sigmaf/(0.8182+0.1015))*0.8182;  
sigmaf2=((sigmaf-463.09)/(0.8182+0.1015))*0.8182+463.09;  
sigmaf3=((sigmaf-382.09)/(0.8182+0.1015))*0.8182+382.09;  
sigmaf4=((sigmaf-241.36)/(0.8182+0.1015))*0.8182+241.36;  
sigmalim=[sigmaf1 sigmaf2 sigmaf3 sigmaf4]  
fatigue_limit=[170/2 212/2 211/2 220/2];  
error1=((sigmalim-fatigue_limit)./fatigue_limit)*100  
sigmaliml=sigmalim.*Rug_ratio.*FWHM_ratio  
error2=((sigmaliml-fatigue_limit)./fatigue_limit)*100
```

6.8 Programma Matlab per l'implementazione del criterio di Eichlseder in fatica assiale provini serie B125

```

clear all
close all
clc

%distribuzione sforzo al limite di fatica del componente non
pallinato

%S33

x=[0 0.00293 0.00492 0.00736 0.01036 0.01407 0.01863 0.02426
0.03118 0.03968 0.05008 0.06276 0.07816 0.09679 0.11922 0.14114
0.17833 0.2167];
stress_load=[874 849 822 792 760 725 689 650 611 571 530 491 452
415 379 345 314 285];

X=gradient(stress_load,x);
X=(1/(stress_load(1)))*X;

a=abs(X);

% Dati del materiale

b=6;
kd=0.3;
sigma_tf=509*0.9384; %fatigue limit in uniform stress
sigma_bf=509; %fatigue limit in bending
Rm=1040; %ultimate strength
Rp=954; %yield strength

% Criterio di Eichlseder

sigmaf=(sigma_tf*(1+(sigma_bf/sigma_tf-1)*(a(1)/(2/b))^kd))/5.9;

clc

%Introduzione coefficienti di rugosità e di incrudimento

Rug_NP=0.79;
FWHM_NP=3.2;
Rug=[0.92 0.77];
FWHM=[3.2 3.46];
Rug_ratio=Rug/Rug_NP;
FWHM_ratio=FWHM/FWHM_NP;

```

```

sigmaf1=(sigmaf/(0.3333+0.0919))*0.3333;
sigmaf2=((sigmaf-138)/(0.3333+0.0919))*0.3333+138;
sigmalim=[sigmaf1 sigmaf2]
fatigue_limit=[146/2 150/2];
error1=((sigmalim-fatigue_limit)./fatigue_limit)*100
sigmalim1=sigmalim.*Rug_ratio.*FWHM_ratio
error2=((sigmalim1-fatigue_limit)./fatigue_limit)*100

```

6.9 Applicazione metodo FKM in fatica assiale, approccio sforzi nominali

6.9.1 Provini serie A95

Intensity	Notched specimen			
	NP	8-10N 400%	12-14N 100%	8-10A 100%
$\sigma_{W,zd}$	324,0000	324,0000	324,0000	324,0000
$\bar{G}_\sigma(r)$	10,5595	10,5595	10,5595	10,5595
a_g	0,5000	0,5000	0,5000	0,5000
b_g	2700,0000	2700,0000	2700,0000	2700,0000
$n_\sigma(r)$	1,2857	1,2857	1,2857	1,2857
K_t	5,9000	5,9000	5,9000	5,9000
$K_{f,zd}$	4,5889	4,5889	4,5889	4,5889
$a_{R,\sigma}$	0,2200	0,2200	0,2200	0,2200
R_z	11,37	7,4500	13,4100	23,4300
$R_{m,N,\min}$	400,0000	400,0000	400,0000	400,0000
$K_{R,\sigma}$	0,8589	0,8834	0,8493	0,8169
K_V	1	1,2000	1,2000	1,2500
$K_{WK,zd}$	4,7532	3,9341	3,9719	3,8504
Fatigue limit (R=-1)	68,1645	82,3577	81,5721	84,1468
M_σ	0,1835	0,1835	0,1835	0,1835
Mean stress	83,31215	-465,3406	-367,3008	-192,1539
$s_{m,K}$	1,222222	-5,6502	-4,5028	-2,2836
$K_{AK,zd}$	0,821875	1,2247	1,2247	1,2247
Fatigue limit	56,0227	100,8667	99,9045	103,0580
Real fatigue limit	85	106,0000	105,5000	110,0000
Error %	-34,09096	-4,8427	-5,3037	-6,3109

6.9.2 Provini serie B125

	Notched specimen B125	
Intensity	NP	8A 100%
$\sigma_{W,zd}$	416,0000	416,0000
$\bar{G}_\sigma(r)$	10,5595	10,5595
a_g	0,5000	0,5000
b_g	2700,0000	2700,0000
$n_\sigma(r)$	1,2348	1,2348
K_t	5,9000	5,9000
$K_{f,zd}$	4,7780	4,7780
$a_{R,\sigma}$	0,2200	0,2200
R_z	2,4100	15,5050
$R_{m,N,min}$	400,0000	400,0000
$K_{R,\sigma}$	0,9398	0,8125
K_V	1,0000	1,2500
$K_{WK,zd}$	4,8421	4,0071
Fatigue limit (R=-1)	85,9136	103,8162
M_σ	0,2640	0,2640
Mean stress	311,4487	-102,5513
$S_{m,K}$	3,6251	-0,9878
$K_{AK,zd}$	0,6810	0,9477
Fatigue limit	58,5055	98,3853
Real fatigue limit	75,0000	78,0000
Error %	-21,9927	26,1350

6.10 Applicazione metodo FKM in fatica assiale, approccio sforzi locali

6.10.1 Provini serie A95

Intensity	Notched specimen			
	NP	8-10N 400%	12-14N 100%	8-10A 100%
$\sigma_{W,zd}$	324,0000	324,0000	324,0000	324,0000
\tilde{K}_f	2,0000	2,0000	2,0000	2,0000
σ_{1a}	1,0000	1,0000	1,0000	1,0000
σ_{2a}	0,9717	0,9717	0,9717	0,9717
Δs	0,0029	0,0029	0,0029	0,0029
\bar{G}_σ	9,6724	9,6724	9,6724	9,6724
a_g	0,5000	0,5000	0,5000	0,5000
b_g	2700,0000	2700,0000	2700,0000	2700,0000
n_σ	1,2795	1,2795	1,2795	1,2795
$a_{R,\sigma}$	0,2200	0,2200	0,2200	0,2200
R_z	11,37	7,4500	13,4100	23,4300
$R_{m,N,\min}$	400	400,0000	400,0000	400,0000
$K_{R,\sigma}$	0,858908	0,8834	0,8493	0,8169
K_V	1	1,2000	1,2000	1,2500
$K_{WK,\sigma}$	0,8457	0,6943	0,7091	0,6953
Fatigue limit (R=-1)	64,9310	79,0991	77,4474	78,9813
M_σ	0,1835	0,1835	0,1835	0,1835
Mean stress	79,36017	-469,3233	-372,3420	-198,4673
s_m	1,222222	-5,9334	-4,8077	-2,5128
$K_{AK,\sigma}$	0,821875	1,2247	1,2247	1,2247
Fatigue limit	53,3652	96,8758	94,8529	96,7315
Real fatigue limit	85	105,5000	106,0000	110,0000
Error %	-37,21741	-8,1746	-10,5161	-12,0622

6.10.2 Provini serie B125

Intensity	Notched specimen B125	
	NP	8A 100%
$\sigma_{W,zd}$	416,0000	416,0000
\bar{K}_f	2,0000	2,0000
σ_{1a}	1,0000	1,0000
σ_{2a}	0,9729	0,9729
Δs	0,0029	0,0029
\bar{G}_σ	9,2351	9,2351
a_g	0,5000	0,5000
b_g	2700,0000	2700,0000
n_σ	1,2271	1,2271
$a_{R,\sigma}$	0,2200	0,2200
R_z	2,4100	15,5050
$R_{m,N,min}$	400,0000	400,0000
$K_{R,\sigma}$	0,9398	0,8125
K_V	1,0000	1,2500
$K_{WK,\sigma}$	0,8410	0,7272
Fatigue limit (R=-1)	83,8355	96,9598
M_σ	0,2640	0,2640
Mean stress	290,8795	-123,1205
s_m	3,4696	-1,2698
$K_{AK,\sigma}$	0,6810	0,9725
Fatigue limit	57,0903	94,2937
Real fatigue limit	75,0000	78,0000
Error %	-23,8796	20,8893

6.11 Programma Matlab per l'implementazione del criterio di Taylor in fatica assiale provini serie A95

```

clear all
close all
clc

% Dati del materiale

Rm=810; %ultimate strength
Rp=728; %yield strength

%Calcolo della distanza critica

deltaKth=13.035; %threshold stress intensity range
sigma0=438*0.9384; %fatigue limit of smooth specimen

L0=vpa(((1/pi)*(deltaKth/(sigma0*2))^2)*10^3,3);
L0=double(L0);

%distribuzione sforzo al limite di fatica del componente non
pallinato

%S33

x=[0 0.00293 0.00492 0.00736 0.01036 0.01407 0.01863 0.02426
0.03118 0.03968 0.05008 0.06276 0.07816 0.09679 0.11922 0.14114
2*L0];
stress_load=[1 0.971659919 0.940283401 0.905870445 0.869433198
0.829959514 0.787449393 0.743927126 0.699392713 0.652834008
0.607287449 0.561740891 0.517206478 0.474696356 0.434210526
0.396761134 0.37960372];

%sfuerzo residuo dovuto allo shot peening

d=[0 0.02432 0.05501 0.09503 0.1 0.15 2*L0;0 0.02432 0.05501
0.09503 0.1 0.15 2*L0;0 0.02003 0.0451 0.06985 0.12023 0.14593
2*L0;0 0.02 0.05 0.07998 0.12564 0.15 2*L0];
stress_peening0=[0 0 0 0 0 0 0;-566 -483 -384 -325 -316 -230 -
213;-467 -448 -360 -260 -195 -142 -132;-295 -445 -406 -378 -334
-286 -267];
stress_peening90=[0 0 0 0 0 0 0;-555 -468 -363 -277 -267 -165 -
145;-548 -412 -313 -230 -171 -124 -97;-422 -450 -367 -334 -250 -
182 -155];

%Criterio di Taylor

```



```

%Integrale dello sforzo dovuto al peening

for jj=1:length(d(1,:))-1;
    for kk=1:4;
        peening_int0(kk,jj)=(d(kk,jj+1)^2-d(kk,jj)^2)/2-
(d(kk,jj+1)-d(kk,jj))*d(kk,jj)*(stress_peening0(kk,jj+1)-
stress_peening0(kk,jj))/(d(kk,jj+1)-
d(kk,jj))+stress_peening0(kk,jj)*(d(kk,jj+1)-d(kk,jj));
        peening_int90(kk,jj)=(d(kk,jj+1)^2-d(kk,jj)^2)/2-
(d(kk,jj+1)-d(kk,jj))*d(kk,jj)*(stress_peening90(kk,jj+1)-
stress_peening90(kk,jj))/(d(kk,jj+1)-
d(kk,jj))+stress_peening90(kk,jj)*(d(kk,jj+1)-d(kk,jj));
        peening_int00(kk)=(sum(peening_int0(kk,:)))/(2*L0);
        peening_int9090(kk)=(sum(peening_int90(kk,:)))/(2*L0);
    end
end

for mm=1:length(x(1,:))-1;
    load_int(mm)=(x(mm+1)^2-x(mm)^2)/2-(x(mm+1)-
x(mm))*x(mm)*(stress_load(mm+1)-stress_load(mm))/(x(mm+1)-
x(mm))+stress_load(mm)*(x(mm+1)-x(mm));
end

stress_peening=peening_int00+peening_int9090;

load_int1=sum(load_int)/(2*L0);
f_1=438*0.9384; %fatigue limit for R=-1
f_0=273; %fatigue limit for R=0 ricavato da diagramma di Haigh-
Goodman

%calcolo dello sforzo limite senza considerare incrudimento e
finitura
%superficiale

beta=f_1;
alpha=3*(f_1/f_0-1);
sigmalim=((beta-
alpha*(stress_peening)/3)/(load_int1*5.9))/((1.1/2.7)*alpha+1)
fatigue_limit=[170/2 212/2 211/2 220/2]; %limite di fatica
rilevato sperimentalmente
error1=((sigmalim-fatigue_limit)./fatigue_limit)*100

%Introduzione coefficienti di rugosità e di incrudimento

Rug_NP=0.83;
FWHM_NP=3.22;
Rug=[0.83 0.83 0.81 0.78];
FWHM=[3.22 3.42 3.35 3.49];

```

```
Rug_ratio=Rug/Rug_NP;  
%Rug_ratio=1; %se flaggato non considera il rapporto tra i b2  
FWHM_ratio=FWHM/FWHM_NP;  
  
sigmalim_modified=(sigmalim.*Rug_ratio.*FWHM_ratio)  
error2=((sigmalim_modified-fatigue_limit)./fatigue_limit)*100
```

6.12 Programma Matlab per l'implementazione del criterio di Taylor in fatica assiale provini serie B125

```

clear all
close all
clc

% Dati del materiale

Rm=1040; %ultimate strength
Rp=954; %yield strength

deltaKth=12.7; %threshold stress intensity range
sigma0=0.9384*509; %fatigue limit of smooth specimen

L0=vpa(((1/pi)*(deltaKth/(sigma0*2))^2)*10^3,3);
L0=double(L0);

%distribuzione sforzo al limite di fatica del componente non
pallinato

%S33

x=[0 0.00293 0.00492 0.00736 0.01036 0.01407 0.01863 0.02426
0.03118 0.03968 0.05008 0.06276 0.07816 0.09679 2*L0];
stress_load=[1 0.971659919 0.940283401 0.905870445 0.869433198
0.829959514 0.787449393 0.743927126 0.699392713 0.652834008
0.607287449 0.561740891 0.517206478 0.474696356 0.44628892];

%sforzo residuo dovuto allo shot peening

d=[0 0.02 0.06 2*L0;0 0.02 0.06 2*L0];
stress_peening0=[0 0 0 0;-414 -565 -500 -508];
stress_peening90=[0 0 0 0;-490 -551 -500 -450];

%Criterio di Taylor

%Integrale dello sforzo dovuto al peening

for jj=1:length(d(1,:))-1;
    for kk=1:2;
        peening_int0(kk,jj)=((d(kk,jj+1)^2-d(kk,jj)^2)/2-
(d(kk,jj+1)-d(kk,jj))*d(kk,jj))*(stress_peening0(kk,jj+1)-
stress_peening0(kk,jj))/(d(kk,jj+1)-
d(kk,jj))+stress_peening0(kk,jj)*(d(kk,jj+1)-d(kk,jj)));
    end
end

```

```

        peening_int90(kk,jj)=((d(kk,jj+1)^2-d(kk,jj)^2)/2-
(d(kk,jj+1)-d(kk,jj))*d(kk,jj))*(stress_peening90(kk,jj+1)-
stress_peening90(kk,jj))/(d(kk,jj+1)-
d(kk,jj))+stress_peening90(kk,jj)*(d(kk,jj+1)-d(kk,jj));
        peening_int00(kk)=(sum(peening_int0(kk,:)))/(2*L0);
        peening_int9090(kk)=(sum(peening_int90(kk,:)))/(2*L0);
    end
end

for mm=1:length(x(1,:))-1;
    load_int(mm)=((x(mm+1)^2-x(mm)^2)/2-(x(mm+1)-
x(mm))*x(mm))*(stress_load(mm+1)-stress_load(mm))/(x(mm+1)-
x(mm))+stress_load(mm)*(x(mm+1)-x(mm));
end

stress_peening=peening_int00+peening_int9090;

load_int1=sum(load_int)/(2*L0);
f_1=0.9384*509; %fatigue limit for R=-1
f_0=327; %fatigue limit for R=0 ricavato da diagramma di Haigh-
Goodman

%calcolo dello sforzo limite senza considerare incrudimento e
finitura
%superficiale

beta=f_1;
alpha=3*(f_1/f_0-1);
sigmalim=((beta-
alpha*stress_peening/3)/(load_int1*5.9))/((1.5/1.5)*alpha+1)
fatigue_limit=[146/2 150/2]; %limite di fatica rilevato
sperimentalmente
error1=((sigmalim-fatigue_limit)./fatigue_limit)*100

%Introduzione coefficienti di rugosità e di incrudimento

Rug_NP=0.79;
FWHM_NP=3.2;
Rug=[0.92 0.77];
FWHM=[3.2 3.46];
Rug_ratio=Rug/Rug_NP;
% Rug_ratio=1; %se flaggato non considera il rapporto tra i b2
FWHM_ratio=FWHM/FWHM_NP;

sigmalim_modified=(sigmalim.*Rug_ratio.*FWHM_ratio)
error2=((sigmalim_modified-fatigue_limit)./fatigue_limit)*100

```

7 Lista degli acronimi

$t_{98\%}$: tempo necessario per avere un grado di copertura del 98%

E_{kin1} : energia cinetica degli shot prima dell'impatto

E_{kin2} : energia cinetica degli shot dopo l'impatto

E_{dp} : energia di deformazione del componente

E_{ds} : energia di deformazione dello shot

E_{therm} : energia termica

t : tempo di esposizione allo shot stream

A : percentuale di copertura dopo un tempo pari a t

A_1 : percentuale di copertura dopo un'unità di tempo

$\Delta\sigma_{g,th}$: range del limite di fatica di un componente intagliato

$\Delta K_{I,th}^V$: threshold stress intensity range per componente con intaglio a V

γ : coefficiente relativo all'angolo di apertura dell'effetto di intaglio

a_0^V : distanza critica per componente con intaglio a V

$\Delta\sigma_0$: range del limite di fatica del materiale

ΔK_{th} : threshold stress intensity range del materiale

β_{LEFM} : coefficiente ricavato secondo meccanica della frattura che tiene in considerazione l'angolo di apertura dell'intaglio

α_γ : funzione di forma relativa alla posizione della cricca in un componente

\sqrt{area} : radice dell'area del difetto proiettata normalmente rispetto all'asse di applicazione del carico

R: rapporto di ciclo

α : coefficiente moltiplicativo della formula di Murakami per considerare il fenomeno di incrudimento superficiale

FWHM: Full Width at Half Maximum, indice di incrudimento superficiale, relativo all'ampiezza del picco di diffrazione

a: ampiezza della cricca (o profondità dell'intaglio)

K_t : coefficiente di intaglio teorico

K_f : coefficiente di intaglio a fatica

a^* : parametro caratteristico di Neuber

a' : Parametro caratteristico di Peterson

r_n : raggio di raccordo dell'intaglio

L: lunghezza critica, definita secondo El Haddad, nella critical distance theory

LEFM: Linear Elastic Fracture Mechanics

TCD: Theory of Critical Distance

χ : gradiente dello stato di sforzo

χ' : gradiente relativo dello stato di sforzo

σ_f : limite di fatica del componente

σ_{tf} : limite di fatica del componente a trazione

σ_{bf} : limite di fatica del componente a flessione

b: diametro del provino

RSG: Relative Stress Gradient

σ_a : valore dello sforzo alternato

K_D : esponente della funzione descritta da Eichlseder

FE: Finite Elements

$\sigma_{W,zd}$: frazione del carico di rottura di un materiale per fatica assiale o flessionale

R_m : carico di rottura del materiale

$f_{W,\sigma}$: coefficiente per il calcolo del limite di fatica assiale o a flessione

$f_{W,\tau}$: coefficiente per il calcolo del limite di fatica in presenza di uno sforzo di taglio

$\tau_{W,s}$: frazione del carico di rottura di un materiale per fatica in presenza di uno sforzo di taglio

K_{WK} : coefficiente per il calcolo del limite di fatica

K_R : coefficiente relativo alla rugosità superficiale

K_V : coefficiente di incrudimento

K_S : coefficiente di ricoprimento

K_{NL} : coefficiente per componenti che non presentano un comportamento lineare elastico

n_σ : rapporto tra il coefficiente di intaglio teorico e il coefficiente di intaglio a fatica

\bar{G}_σ : gradiente dello stato di sforzo

a_G : costante adimensionale

b_G : costante relativa al carico di rottura del materiale

φ : coefficiente relativo all'effetto di intaglio

$a_{R,\sigma}$: coefficiente di rugosità superficiale

R_z, R_t, R_{max}, R_a : coefficienti di rugosità superficiale

$R_{m,N,min}$: coefficiente minimo carico di rottura

S_{WK} : limite di fatica del componente a trazione o flessione

τ_{WK} : limite di fatica del componente a torsione

K_{AK} : coefficiente per considerare la presenza di uno sforzo medio

M_σ, M_τ : coefficiente di sensibilità allo sforzo medio

a_M, b_M : coefficienti adimensionali per il calcolo del coefficiente di sensibilità allo sforzo medio

S_m : sforzo medio

S_a : ampiezza dello sforzo

SEM: Scanning Electron Microscope

f_{-1} : limite di fatica assiale per $R = -1$

f_0 : limite di fatica assiale per $R = 0$

α : costante criterio di Sines

p_m : pressione idrostatica media

σ_{VM} : stato di sforzo equivalente calcolato secondo Von Mises

σ^{RS} : sforzo residuo dovuto allo shot peening

NP: Not Peened (specimen)

σ_w : limite di fatica del provino

8 Bibliografia

- [1] *Shot Peening (A dynamic application and its future)*. (2009). MFN.
- [2] Smith, & Miller. (1978). Prediction of fatigue regimes in notched components. *International Journal of Mechanical Science*, vol.20 , 201-206.
- [3] Taylor, Zhou, Ciepalowicz, & Devlukia. (1999). Mixed-mode fatigue from stress concentrations: an approach based on equivalent stress intensity. *International Journal of Fatigue*, vol. 21 , 173-178.
- [4] Wang, Taylor, Bouquin, Devlukia, & Ciepalowicz. (2000). Prediction of fatigue failure in camshaft using the crack modelling method. *Engineering Failure Analysis*, vol.7 , 189-197.
- [5] Aztori, B., Lazzarin, P., & Meneghetti, G. (2005). A unified treatment of the mode I fatigue limit of components containing notches or defects. *International Journal of Fracture*, vol. 133 , 61-87.
- [6] Murakami, Y. (2002). *Metal Fatigue: Effects of Small Defects and Nonmetallic Inclusion*. Elsevier Science.
- [7] Pariente Fernandez, I., & Guagliano, M. (2008). About the role of residual stress and surface work hardening on fatigue ΔK_{th} of a nitrided and shot peened low-alloy steel. *Surface and Coatings Technology*, vol.202 , 3072-3080.
- [8] Taylor, D. (2005). Analysis of fatigue failure in components using the theory of critical distances. *Engineering Failure Analysis*, vol.12 , 906-914.
- [9] Susmel, L. (2008). The theory of critical distances: a review of its applications in fatigue. *Engineering Fracture Mechanics*, vol.75 , 1706-1724.
- [10] Neuber. (1958). *Theory of notch stresses: principles for exact calculation of strength with reference to structural form and material*, 2nd ed. Berlin: Springer Verlag.

- [11] Peterson. (1959). *Notch-sensivity*. New York: Mc Graw Hill
- [12] Taylor, D. (2008). The theory of critical distances. *Engineering fracture mechanics*, vol.75 , 1696-1705.
- [13] Ganser, Leitgeb, Glinsner, & Eichlseder. (2007). Computation of a modified High-Goodman diagram for damage tolerant design for infinite fatigue life. *Journal of Mechanical Engineering Science*, vol.221 , 619-623.
- [14] Haddad, E., Dowling, Topper, & Smith. (1980). J integral applications for short fatigue cracks at notches. *International Journal of Fracture* vol.16 , 15-30.
- [15] Olmi, Comandini, & Freddi. (2010). Fatigue on Shot-Peened Gears: Experimentation, Simulation and Sensitivity Analyses. *Strain*, vol.46 , 382-395.
- [16] Eichlseder, W. (2002). Fatigue analysis by local stress concept based on finite elements results. *Computers & Structures*, vol.80 , 2109-2113.
- [17] Guagliano, Bagherifard, & Bandini. (2011). Shot peening effect on fatigue behaviour of sharply notched steel specimens. *40° Convegno Nazionale*. Palermo: AIAS.
- [18] Hanel, B., Haiback, E., Seeger, T., Wirthgen, G., & Zenner, H. (2003). *Analytical strength assesment of components in mechanical engineering*. Francoforte: Forschungskuratorium Maschinenbau (FKM).
- [19] (2010). *ISO 1143 Metallic materials - Rotating bar bending fatigue test*.
- [20] Dixon, W. J., & Massey, F. J. (1983). *Introduction to statistical analysis*. McGraw-Hill.
- [21] Brownlee, K. A., Hodges, J. L., & Rosenblatt, M. (1953). The Up-and-Down Method with Small Samples. *Journal of the American Statistical Association*, vol.48 , 262-277.
- [22] *The Ncode book of Fatigue Theory*. (2000). Ncode Techincal Reference Book V:5.3.
- [23] Belloni, G., & Lo Conte, A. (2002). *Costruzione di Macchine*. Milano: Hoepli.

- [24] Marin, J. (1956). Interpretation of fatigue strength for combined stresses. *Proceedings of international conference fatigue metals* , (p. 184-194). Londra.
- [25] Buch, A. (1988). *Fatigue Strength Calculation*. Aedermannsdorf: Trans Tech.
- [26] Benedetti, M., Fontanari, V., Santus, C., & Bandini, M. (2010). Notch fatigue behaviour of shot peened high-strength aluminium alloys: Experiments and predictions using a critical distance method. *International Journal of fatigue*, vol.32 , 1600-1611.
- [27] Sines, G. (1959). *Behaviour of metals under complex static and alternating stresses*. New York: McGraw-Hill.
- [28] Susmel, L. (2008). Multiaxial fatigue limits and material sensitivity to non-zero mean stresses normal to the critical planes. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, vol.31 , 295-309.
- [29] Susmel, L., & Taylor, D. (2006). A simplified approach to apply the theory of critical distances to notched components under torsional fatigue loading. *International Journal of Fatigue*, vol.28 , 417-430.
- [30] (2009). *ASTM E8M - Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials*.
- [31] Dixon, W. J., & Mood, A. M. (1948). A Method for Obtaining and Analyzing Sensitivity Data. *Journal of the American Statistical Association*, vol. 43 , 109-126.