

UNIVERSITÀ DEGLI STUDI DI BERGAMO

DIPARTIMENTO DI PROGETTAZIONE E TECNOLOGIE

Corso di dottorato di ricerca in Meccatronica e Tecnologie Innovative

XXIII Ciclo

**Resistenza a fatica e a fatica da contatto di componenti,
aventi rapporto resistenza-massa elevato, rivestiti con
film sottili duri**

Tutore

Prof. Sergio Baragetti

Tesi di Dottorato di

Stefano Cavalleri

Matr. 34145

Anno Accademico 2010/2011

Stefano Cavalleri: *Resistenza a fatica e a fatica da contatto di componenti, aventi rapporto resistenza-massa elevato, rivestiti con film sottili duri*, Corso di dottorato di ricerca in Meccatronica e Tecnologie Innovative, © 28 febbraio 2011.

*Dedicato a Silvia,
per il tempo sottratto.*

Sommario

L'obiettivo di questo lavoro é stato quello di studiare il possibile impiego dei rivestimenti sottili duri per applicazioni in campo meccanico strutturale. L'utilizzo di componenti leggeri, ma al tempo stesso resistenti, infatti, sta diventando una necessità in numerosi settori industriali, come quello automobilistico, quello aerospaziale e il settore delle competizioni sportive in generale. Per diverse applicazioni, tuttavia, l'impiego di leghe metalliche leggere in sostituzione dei tradizionali acciai da costruzione comporta numerose problematiche ancora irrisolte per le quali non sono presenti studi approfonditi nella letteratura scientifica. In questa ricerca é stata presa in considerazione, in particolare, la possibilità di incrementare la resistenza a fatica e a fatica da contatto dei componenti meccanici tramite l'impiego dei rivestimenti sottili duri. Come noto, infatti, le principali leghe leggere impiegate in ambito meccanico presentano, oltre ad una ridotta resistenza all'usura superficiale, una scarsa resistenza a fatica e a fatica da contatto. Questi ultimi aspetti sono fondamentali nella progettazione di una vasta gamma di organi meccanici, come ad esempio ruote dentate, alberi a gomiti, valvole, cuscinetti ecc. Diversi studi, recentemente, hanno mostrato come i componenti rivestiti con film sottili duri, in particolare depositati con tecnica PVD (*Physical Vapor Deposition*), presentino un incremento della resistenza a fatica rispetto al metallo base. Tale effetto é principalmente imputabile al campo di tensioni residue indotto dal processo di deposizione, che genera sforzi di compressione in superficie, i quali contribuiscono a bloccare o ridurre sensibilmente la propagazione per fatica dei difetti presenti nel materiale. L'obiettivo di questa ricerca é stato quello di indagare l'effetto di tali rivestimenti sia sulla fatica sia sulla fatica da contatto di provini e componenti meccanici. Con l'ausilio di avanzati codici di calcolo ad elementi finiti, sono stati sviluppati modelli teorico-numeric per prevedere la nucleazione e la propagazione a fatica di difetti nel materiale. Sono state condotte, inoltre, prove a flessione rotante su provini e sono stati progettati e realizzati dispositivi per condurre test di fatica da contatto su componenti in piena scala. In particolare sono state studiate, sia dal punto di vista teorico-numerico sia per via sperimentale, le ruote dentate del cambio impiegato sul modello di motocicletta Ducati 1098R che ha partecipato ai recenti campionati mondiali SuperBike.

Abstract

The aim of this work was to study the opportunity to use thin hard coatings for structural applications. The use of light and, at the same time, high resistant components, in fact, is becoming more and more necessary in many industrial field, such as the automotive, aerospace and competition ones. However, for several applications the use of light alloys as a replacement of standard construction steels, involves large unsolved problems for which exhaustive studies are not available in the scientific literature. In this research, the possibility of increasing the fatigue and rolling contact fatigue (RCF) resistance of mechanical components, by means of thin hard coatings has been considered. It is well known that the main light alloys used in mechanical applications have both a reduced wear resistance and a poor fatigue and RCF behavior. These aspects are fundamental for the design of a high number of mechanical components such as gears, crankshafts, valves, bearings etc. Several studies demonstrated that components coated with thin hard films, deposited by Physical Vapor Deposition (PVD) technique, can exhibit an increment of the fatigue resistance compared to the standard uncoated ones. This effect is mainly due to the residual stress field induced by the deposition process which generates high surface compressive residual stresses helpful to stop or drastically reduce the fatigue crack propagation. The aim of this research was to investigate the effect of these surface coatings both on fatigue and RCF behavior of specimens and mechanical components. Theoretical-numerical models to predict defect nucleation and fatigue/rolling-contact fatigue propagation have been developed. Furthermore, rotating bending tests on standard specimens have been carried out and suitable devices for fatigue and RCF testing of full scale components have been designed and assembled. Case hardened spur gears of a Ducati 1098R competition motorbike have been studied both numerically and experimentally.

Ringraziamenti

É mio desiderio ringraziare il prof. Sergio Baragetti per i preziosi consigli forniti durante questi tre anni di dottorato di ricerca e l'ing. Federico Tordini per il suo aiuto e il suo contributo.

Un ringraziamento particolare all'ing. Emanuele Rota per avermi supportato nell'ultimo anno.

Un ulteriore ringraziamento a Ducati Corse S.r.l., per aver fornito i componenti meccanici e i dati tecnici utilizzati durante quest'attività di ricerca, e a Lafer S.p.A. per aver eseguito i trattamenti di deposizione dei film sottili.

Indice

1	Introduzione	1
2	Materiali e geometrie	5
2.1	Tecnologie e applicazioni dei rivestimenti sottili	5
2.1.1	Physical Vapor Deposition (PVD)	6
2.1.2	Chemical Vapor Deposition (CVD)	9
2.1.3	Tecniche di deposizione	10
2.2	Materiali base	13
2.2.1	Leghe di acciaio	13
2.2.2	Lega di titanio Ti-6Al-4V	15
2.3	Geometria delle ruote dentate ad alte prestazioni	16
3	Metodi	17
3.1	Procedure sperimentali	18
3.1.1	Macchina a flessione rotante	18
3.1.2	Sistema per prove di fatica da contatto	19
3.1.3	Sistema quasi-statico	20
3.2	Modelli Teorici	26
3.2.1	Modello di nucleazione del difetto	26
3.2.2	Modello di propagazione delle cricche	27
3.3	Metodi statistici	30
3.3.1	Prove stair-case: analisi dei risultati	31
3.3.2	DACE: Design and Analysis of Computer Experiments	33
4	Modelli numerici	39
4.1	Nucleazione di cricche per fatica da contatto	39
4.1.1	Descrizione del modello	40
4.1.2	Risultati	42
4.2	Studio parametrico del rivestimento	45
4.2.1	Descrizione del modello	47
4.2.2	Risultati	48
4.3	Propagazione delle cricche per fatica da contatto	51
4.3.1	Descrizione dei modelli	52
4.3.2	Risultati	55

5	Analisi della prove di fatica	59
5.1	Prove di fatica sulla lega di alluminio 2011-T6	59
5.1.1	Caratterizzazione del metallo base	60
5.1.2	Risultati	62
5.1.3	Conclusioni	66
5.2	Prove di fatica su acciaio rivestito con WC/C	67
5.2.1	Risultati	68
6	Analisi delle prove di fatica da contatto	69
6.1	Prove su ruote dentate standard	69
6.1.1	Risultati	71
6.2	Prove su ruote dentate ad alte prestazioni	73
6.2.1	Risultati	76
6.2.2	Conclusioni	81
7	Sistema di prova dinamico	83
7.1	Descrizione del sistema di prova dinamico	84
7.2	Conclusioni	88
8	Conclusioni	89
	Riferimenti bibliografici	93

Elenco delle figure

2.1	Esempio di sezione trasversale di un campione rivestito con film PVD [1].	7
2.2	Esempi di componenti rivestiti in PVD: (a) forcella anteriore di motocicletta, (b) gruppo valvole di distribuzione.	10
2.3	Schema di un sistema di deposizione plasma con diodo a radio-frequenza: : R_a e R_c sono le resistenze di anodo e catodo, R_p la resistenza del plasma e C_a e C_c le capacitance dovuta alla geometria [2].	12
2.4	Esempi di possibili layout per un <i>magnetron sputter</i> circolare (a) e rettangolare (b) [2].	13
2.5	Curve sforzo-deformazione per le leghe di acciaio UNI-18NiCrMo5 (ASTM A514) e UNI EN-16NiCr11 (AISI 3415).	14
3.1	Macchina per prove di flessione rotante Italsigma-X2TM412.	18
3.2	Disegno schematico della macchina di prova a flessione rotante con l'indicazione dei principali componenti e delle dimensioni (misure espresse in mm).	19
3.3	Immagine del sistema di prova preliminare sviluppato per i test di fatica da contatto su ruote dentate.	20
3.4	Immagine dei denti di una ruota dentata testati con il sistema preliminare per prove di fatica da contatto. In evidenza l'area di contatto non uniforme.	21
3.5	Disegno tridimensionale del sistema quasi-statico.	21
3.6	Schema del banco prova quasi-statico con l'indicazione dei principali componenti.	22
3.7	Sistema di monitoraggio e misura del banco prova quasi-statico. (a) Acquisizione video dell'area di contatto e (b) cella di carico torsionale.	24
3.8	Immagine del sistema di prova quasi-statico montato sulla macchina di prova universale Instron 1273.	25
3.9	Immagini delle aree danneggiate dovute a fatica da contatto per 30000 cicli su ruote dentate cementate (a) e rivestite (b).	25
3.10	Esempi di danneggiamenti dovuti a fatica da contatto su ruote dentate.	26
3.11	Tipica distribuzione degli sforzi nella zona di contatto.	27
3.12	Diagramma tipico di Coffin-Manson.	28
3.13	Diagramma lineare dell'array di Taguchi L_8 (2^7).	36
4.1	Schema di applicazione del carico per i modelli FEM su ruote dentate standard.	40

4.2	Geometria, carichi e vincoli per i modelli FEM su ruote dentate automobilistiche (a); dettaglio delle partizioni realizzate per l'applicazione delle tensioni residue (b).	41
4.3	Profilo delle tensioni residue indotte dal trattamento CrN-PVD (a) e dalla cementazione (b) per le ruote dentate standard.	42
4.4	Dettaglio della mesh per i modelli numerici di ruote dentate standard.	42
4.5	Diagramma del numero di cicli necessari al primo danneggiamento rispetto alla profondità, per le ruote standard rivestite [3].	43
4.6	Diagramma del numero di cicli necessari al primo danneggiamento rispetto alla profondità, per le ruote standard cementate [3].	44
4.7	Diagramma degli sforzi tangenziali rispetto alla profondità, per le ruote standard rivestite [3].	44
4.8	Diagramma degli sforzi tangenziali rispetto alla profondità, per le ruote standard cementate [3].	45
4.9	Esempio di un profilo di tensioni residue considerato nelle analisi DACE sulle ruote dentate rivestite [1].	47
4.10	Modello tridimensionale del pignone e della ruota condotta con l'indicazione dei carichi, dei vincoli e della mesh (a); dettaglio dell'area di contatto (b).	48
4.11	Dettaglio del <i>submodel</i> con l'indicazione della sua posizione nel modello FEM, per l'analisi DACE sulle ruote dentate.	49
4.12	Mappa degli sforzi equivalenti di von Mises [MPa] in una ruota dentata in titanio rivestito, per le analisi DACE.	49
4.13	Modello bidimensionale delle ruote dentate sviluppato per la simulazione di propagazione delle cricche per fatica da contatto.	53
4.14	Modello FEM bidimensionale delle ruote dentate ad alte prestazioni, sviluppato per l'analisi di propagazioni dei difetti [4; 5].	54
4.15	Modello FEM bidimensionale delle ruote dentate ad alte prestazioni; particolare dell'apice della cricca [4; 5].	54
4.16	Algoritmo utilizzato per la propagazione dei difetti nelle simulazioni numeriche su ruote dentate ad alte prestazioni [4; 5].	55
4.17	Fasi della propagazione di una cricca nei modelli FEM di ruote dentate in acciaio rivestito soggette a una coppia di 244 Nm [4; 5].	56
4.18	Confronto tra i risultati numerici e sperimentali del danneggiamento per fatica da contatto di ruote dentate rivestite [4; 5].	56
4.19	Stadi finali della propagazione di difetti per fatica da contatto su ruote dentate ad alte prestazioni in acciaio cementato (a), acciaio rivestito con WC/C (b) e titanio rivestito con WC/C (c) [4; 5].	57
5.1	Dimensioni, in mm, dei provini in lega 2011-T6, sottoposti a flessione rotante.	61
5.2	Immagini ad alto ingrandimento delle sezioni trasversali dei provini rivestiti in WC/C (a) e DLC (b).	61
5.3	Valori delle nano-durezze Berkovich per i film sottili depositati sulla lega 2011-T6 [1].	62

5.4	Diagramma dello sforzo di flessione applicato rispetto al numero di cicli a rottura per provini in lega di alluminio 2011-T6, rivestiti e non [6].	65
5.5	Micrografie SEM di una superficie di frattura per un provino rivestito in WC/C: (a) punto di nucleazione della cricca e (b) ingrandimento dell'area di nucleazione.	66
5.6	Micrografie SEM di una superficie di frattura per un provino rivestito in DLC: (a) punto di nucleazione della cricca e (b) ingrandimento dell'area di nucleazione.	66
5.7	Micrografie SEM di una superficie di frattura per un provino rivestito in SiO_x : (a) punto di nucleazione della cricca e (b) ingrandimento dell'area di nucleazione.	67
5.8	Dimensioni, in mm, dei provini a clessidra usati per le prove di flessione rotante sulla lega di acciaio AISI 1050 rivestita con WC/C. . .	68
6.1	Prove su ruote dentate standard: (a) macchina di prova assiale BRT VT250, (b) sistema di prova.	70
6.2	Schema di applicazione del carico per le prove di fatica da contatto su ruote dentate standard [3].	70
6.3	Diagramma dell'area danneggiata rispetto al numero di cicli ad un carico costante per le prove di fatica da contatto su ruote standard rivestite e cementate [3].	72
6.4	Diagramma dell'area danneggiata rispetto al carico applicato ad un numero di cicli costante per le prove di fatica da contatto su ruote standard rivestite e cementate [3].	72
6.5	Immagini al microscopio (ingrandimento 10x) di un dente rivestito testato a fatica da contatto per 50000 cicli a 10 kN.	73
6.6	Micrografia SEM di una delaminazione incipiente in una ruota dentata standard rivestita con CrN e testata a 1.25 kN per 50000 cicli. . . .	74
6.7	Aspetto delle aree danneggiate delle ruote dentate standard testate a fatica da contatto: ruota cementata a ingrandimento 12.5x (a) e 50x (b), ruota rivestita in CrN a ingrandimento 12.5x (c) e 50x (d). . . .	74
6.8	Aspetto delle aree danneggiate delle ruote dentate ad alte prestazioni, testate a fatica da contatto senza lubrificazione: ruote rivestite in WC/C a ingrandimento 50x (a) e ruote cementate a ingrandimento 50x (b).	76
6.9	Aspetto delle aree danneggiate delle ruote dentate ad alte prestazioni testate a fatica da contatto con lubrificazione: ruote rivestite in WC/C a ingrandimento 50x (a) e ruote cementate a ingrandimento 50x (b).	77
6.10	Esempio di misura del profilo (a) e dell'estensione (b) del danneggiamento superficiale per la ruota dentata cementata sottoposta a 244 Nm di coppia per 150000 cicli in condizioni non lubrificate.	77
6.11	Diagramma dell'area trasversale di danneggiamento rispetto al numero di cicli per ruote dentate ad alte prestazioni cementate e rivestite con WC/C e testate a 244 Nm a secco.	78

6.12	Diagramma dell'area trasversale di danneggiamento rispetto al numero di cicli per ruote dentate ad alte prestazioni cementate e rivestite con WC/C e testate a 244 Nm in bagno d'olio.	78
6.13	Diagramma della massima profondità del danneggiamento rispetto al numero di cicli per ruote dentate ad alte prestazioni cementate e rivestite con WC/C e testate a 244 Nm a secco.	79
6.14	Diagramma della massima profondità del danneggiamento rispetto al numero di cicli per ruote dentate ad alte prestazioni cementate e rivestite con WC/C e testate a 244 Nm in bagno d'olio.	79
6.15	Diagramma del volume di materiale asportato rispetto al numero di cicli per ruote dentate ad alte prestazioni cementate e rivestite con WC/C, testate a 244 Nm a secco.	80
6.16	Diagramma del volume di materiale asportato rispetto al numero di cicli per ruote dentate ad alte prestazioni cementate e rivestite con WC/C e testate a 244 Nm in bagno d'olio.	80
7.1	Immagini del cambio di una Ducati 1098R (a) e dei relativi alberi con ruote dentate (b).	83
7.2	Disegno schematico della trasmissione della coppia, a seconda della marcia inserita, per il cambio Ducati 1098R.	84
7.3	Curva di coppia/potenza del motore Ducati 1098R.	85
7.4	Layout del banco prova dinamico per i test sul cambio Ducati 1098R con l'indicazione delle unità principali.	86
7.5	Disegno tridimensionale del giunto datore di coppia con indicazione dei componenti principali.	86
7.6	Esempio dei risultati delle analisi numeriche condotte sui componenti del giunto datore di coppia: campana (a), albero scanalato (b-c) e dettaglio del contatto tra sfere e relative sedi (d).	87

Elenco delle tabelle

2.1	Tipici materiali di substrato per i rivestimenti.	6
2.2	Elenco dei principali rivestimenti industriali.	6
2.3	Proprietà meccaniche tipiche di alcuni film PVD.	7
2.4	Miglioramenti negli utensili da taglio dovuti ai rivestimenti PVD (principalmente TiN).	9
2.5	Composizione chimica delle leghe di acciaio UNI-18NiCrMo5 (ASTM A514) e UNI EN-16NiCr11 (AISI 3415): valori in %.	14
2.6	Principali caratteristiche meccaniche delle leghe di acciaio UNI-18NiCrMo5 (ASTM A514) e UNI EN-16NiCr11 (AISI 3415).	14
2.7	Composizione chimica della lega di titanio Ti-6Al-4V (ASTM Grado 5): valori in %.	15
2.8	Principali caratteristiche meccaniche della lega di titanio Ti-6Al-4V (ASTM Grado 5).	15
2.9	Caratteristiche geometriche della sesta marcia del cambio Ducati 1098R.	16
3.1	Caratteristiche meccaniche della lega di acciaio UNI-40NiCrMo7.	23
3.2	Principali caratteristiche dei cuscinetti SKF scelti per il sistema di prova quasi-statico.	23
3.3	Principali caratteristiche degli snodi sferici scelti per il sistema di prova quasi-statico.	24
3.4	Valori del parametro k usato nel metodo stair-case ridotto per un numero di provini da 2 a 6.	32
3.5	Valori delle costanti A e C usati nel metodo stair-case ridotto per un numero di provini tra 7 e 10.	33
3.6	Array di Taguchi L_8 (2^7).	36
4.1	Carichi applicati nei modelli numerici per la valutazione della fatica da contatto e nei test sperimentali su ruote dentate automobilistiche standard.	41
4.2	Parametri dell'equazione di Coffin-Manson per la lega di acciaio UNI- 18NiCrMo5 (ASTM A514).	43
4.3	Livelli dei parametri scelti per l'analisi DACE sulle ruote dentate.	46
4.4	Array di Taguchi L_9 (3^4) usato per le analisi DACE sulle ruote dentate rivestite.	46
4.5	Principali caratteristiche meccaniche dei materiali considerati come substrato nell'analisi DACE sulle ruote dentate.	47

4.6	Parametri dei materiali di substrato inclusi nelle equazioni di Ramberg-Osgood e Coffin-Manson, per l'analisi DACE sulle ruote dentate . . .	50
4.7	<i>Response table</i> per le ruote dentate in titanio rivestito.	51
4.8	<i>Response table</i> per le ruote dentate in acciaio rivestito.	51
4.9	Valori caratteristici dei profili di durezza considerati nelle simulazioni di propagazione di cricche per fatica da contatto.	55
4.10	Numero di cicli di propagazione del difetto, per ruote dentate ad alte prestazioni in acciaio cementato (a), acciaio rivestito con WC/C (b) e titanio rivestito con WC/C.	58
5.1	Composizione chimica della lega di alluminio 2011-T6 usata per i provini di flessione rotante.	60
5.2	Carichi critici degli <i>scratch</i> test condotti sui rivestimenti DLC, WC/C e SiO_x : valori espressi in N.	63
5.3	Risultati dei test di fatica condotti su provini in lega 2011-T6 non rivestiti.	63
5.4	Risultati dei test di fatica condotti su provini in lega 2011-T6 rivestiti in WC/C.	64
5.5	Risultati dei test di fatica condotti su provini in lega 2011-T6 rivestiti in DLC.	64
5.6	Risultati dei test di fatica condotti su provini in lega 2011-T6 rivestiti in SiO_x	65
5.7	Proprietà meccaniche della lega di acciaio AISI 1050 usata per le prove di flessione rotante su provini rivestiti in WC/C.	67
5.8	Risultati delle prove di fatica condotte sui provini in AISI 1050, rivestiti in WC/C.	68
6.1	Carichi applicati nelle prove di fatica da contatto su ruote dentate standard.	71
6.2	Piano delle prove preliminari di fatica da contatto su ruote dentate ad alte prestazioni: coppia applicata 300 Nm.	75
6.3	Piano delle prove di fatica da contatto su ruote dentate ad alte prestazioni: coppia applicata 244 Nm.	76
7.1	Caratteristiche del cambio Ducati 1098R: numero di denti delle ruote e rapporti di trasmissione.	84
7.2	Materiali scelti per i principali componenti del sistema di prova dinamico.	88

Capitolo 1

Introduzione

L'utilizzo di leghe leggere sta diventando sempre più cruciale in numerosi settori meccanici, come in quello aerospaziale dove le strutture leggere vengono da tempo impiegate, ad esempio, per la realizzazione delle fusoliere degli aerei. Anche nell'industria *automotive* i componenti leggeri sono sempre più utilizzati per soddisfare la richiesta di un minore consumo di combustibile e una riduzione dell'emissione di gas inquinanti e, al contempo, la necessità di maggiori potenze disponibili. Tuttavia, le caratteristiche meccaniche delle leghe leggere maggiormente utilizzate, come quelle di alluminio e di titanio, sono spesso sensibilmente inferiori rispetto a quelle dei tradizionali acciai da costruzione. Il comportamento a fatica e a fatica da contatto, la resistenza all'usura e la durezza superficiale rappresentano aspetti critici per questi materiali. Poiché le caratteristiche meccaniche sopra menzionate sono principalmente influenzate dallo stato superficiale del materiale, opportuni trattamenti possono risultare utili per incrementarne le prestazioni. Trattamenti superficiali termochimici, come la cementazione e la nitrurazione, o meccanici, come la rullatura e la pallinatura, sono da tempo utilizzati per incrementare le caratteristiche superficiali degli acciai. Recentemente anche i trattamenti di deposizione di film sottili duri sono stati impiegati su i componenti meccanici con questo obiettivo. In questo lavoro di ricerca, è stato studiato l'effetto dei film sottili duri sulle proprietà meccaniche di diversi materiali impiegati come substrato. I rivestimenti ceramici, infatti, sono da tempo impiegati nell'industria degli utensili per incrementare la resistenza all'usura e la durezza superficiale degli inserti da taglio. Numerosi studi hanno, inoltre, dimostrato gli effetti positivi di questi rivestimenti anche sulla resistenza a fatica [7–14], dovuta al campo di sforzi di compressione indotto dal processo di deposizione [10; 11; 15–18]. Nonostante nella letteratura scientifica siano presenti diversi studi riguardanti gli effetti indotti dai rivestimenti sottili su provini in acciaio e in lega leggera [19–22], ulteriori ricerche sono necessarie, specialmente riguardo il comportamento nei confronti dei fenomeni di fatica da contatto, con e senza rotolamento. L'obiettivo di questa ricerca è stato quello di incrementare la conoscenza degli effetti dovuti ai rivestimenti sottili sulla resistenza dei materiali attraverso lo sviluppo di avanzati modelli teorico-numeric, l'impiego di analisi statistiche e l'esecuzione di prove sperimentali.

Le due principali tecnologie disponibili per la deposizione di film sottili sono la tecnica PVD (*Physical Vapor Deposition*) e la tecnica CVD (*Chemical Vapor Deposition*), si faccia riferimento al capitolo 2 per una dettagliata descrizione. I

rivestimenti sottili duri sono stati inizialmente introdotti nell'industria degli utensili da taglio, ma negli ultimi decenni molti altri settori industriali, come quello *automotive*, quello aerospaziale, l'ottico, quello elettronico e quello biomedico, hanno mostrato interesse in questo tipo di tecnologia. Le principali caratteristiche richieste ai componenti rivestiti riguardano il comportamento rispetto ai fenomeni di attrito, il miglioramento della resistenza alla corrosione e l'aumento della durezza superficiale. L'interesse dell'industria riguardo i rivestimenti sottili per la produzione su larga scala é principalmente dovuto al consolidamento nei processi di deposizione e allo sviluppo di tecniche di caratterizzazione, quali la nano-indentazione e la diffrazione ai raggi X. Dato il loro ridotto spessore (solitamente inferiore a $10\text{ }\mu\text{m}$) questi rivestimenti vengo definiti *sottili* in contrapposizione ai rivestimenti *spessi* che presentano spessori superiori a $10\text{ }\mu\text{m}$. Recenti studi hanno dimostrato che i rivestimenti sottili duri, in particolare depositati con tecnica PVD, sono efficaci anche nell'incrementare la resistenza a fatica dei componenti delle macchine [10–12]. Il ruolo delle tensioni residue, indotte dal processo di deposizione, risulta fondamentale nell'incremento del comportamento a fatica. Gli sforzi superficiali di compressione, infatti, inibiscono o riducono sensibilmente la nucleazione e la propagazione di cricche di fatica, mentre gli sforzi di trazione possono incrementare la velocità di propagazione dei difetti presenti nel substrato [23–25]. Da questo punto di vista, le alte temperature raggiunte durante il processo PVD, rispetto a quelle tipiche della tecnica CVD, possono generare elevati sforzi di compressione nel rivestimento e possono, quindi, aumentare sensibilmente il limite di fatica dei materiali rivestiti.

Come anticipato in precedenza, numerosi studi sono disponibili nella letteratura scientifica riguardo i film sottili duri. La maggior parte di questi sono incentrati sullo studio dei processi di deposizione, dal punto di vista della caratterizzazione delle proprietà chimiche e meccaniche dei rivestimenti, e sui metodi sperimentali per la determinazione del campo di tensioni residue indotto. Pochi modelli previsionali affidabili, applicabili ai componenti rivestiti, sono invece disponibili e nessuno studio riguardante l'influenza dei rivestimenti sottili sulla fatica da contatto é stato ancora sviluppato. Pertanto, ulteriori ricerche devono essere condotte in questo campo, con l'obiettivo di sviluppare modelli teorico-numerici, che siano insieme affidabili e facili da applicare, per prevedere la nucleazione e la propagazione di difetti nei componenti rivestiti. L'obiettivo di questa ricerca é stato, quindi, lo sviluppo di un approccio accurato e affidabile per la stima del danneggiamento nei componenti rivestiti e, allo stesso tempo, la verifica dei modelli proposti tramite opportune prove sperimentali su provini e su componenti in piena scala, come le ruote dentate per impieghi nell'ambito delle competizioni motociclistiche. Nella letteratura sono disponibili studi numerici riguardanti la fatica da contatto di componenti rivestiti, come le ruote dentate [26; 27], ma né modelli teorico-numerici, né analisi di sensitività su tali rivestimenti sono stati ancora proposti. Per queste ragioni, durante l'attività di ricerca, sono stati applicati approcci numerici, sperimentali e statistici per lo studio di diverse leghe metalliche impiegate come substrato e differenti rivestimenti sottili duri. L'attenzione é stata posta verso quelle applicazioni in cui il limite di fatica o il danneggiamento superficiale dovuto al contatto rappresentano un aspetto critico per l'incremento delle prestazioni o dell'affidabilità. Nel campo delle competizioni motociclistiche, per esempio, la possibilità di utilizzare leghe leggere rivestite per i componenti del motore o della trasmissione potrebbe portare ad

un effettivo incremento delle prestazioni o a una riduzione dei consumi. Leghe di alluminio, di titanio e leghe di acciaio ad alta resistenza sono state prese in considerazione come materiali base e l'effetto di diversi rivestimenti è stato considerato, inizialmente con modelli numerici e prove sperimentali su provini a flessione rotante e, successivamente, con analisi numeriche e sperimentali di fatica da contatto su componenti in piena scala. Per quanto riguarda i modelli previsionali, differenti approcci teorici sono stati impiegati. [28–32] e il loro campo di applicazione è stato esteso ai casi studiati. Riguardo i test di fatica, sono state eseguite prove a flessione rotante standardizzate su provini rivestiti con tecnica PVD, CVD, PE-CVD (*Plasma Enhanced CVD*) o PA-CVD (*Plasma Assisted CVD*). I seguenti rivestimenti sono stati analizzati: SiO_x , WC/C, CrN e DLC. Numerose prove sperimentali sono state condotte su ruote dentate standard per impieghi automobilistici e su ruote dentate ad alte prestazioni impiegate nelle competizioni motoristiche, tramite sistemi di prova opportunamente progettati. In particolare è stato studiato e realizzato un avanzato banco prova con cui è stato possibile realizzare test di fatica da contatto sulle ruote dentate menzionate, sia a secco sia in bagno d'olio. Il sistema sviluppato è adattabile alle macchine di prova assiale ed è oggetto di un brevetto depositato. Infine è stato progettato un sistema meccanico per prove dinamiche su tutto il cambio; il sistema prevede la possibilità di condurre prove in diverse condizioni operative con un accurato controllo della coppia agente, della velocità di rotazione e della temperatura del bagno d'olio.

Dal punto di vista dell'analisi statistica, è stato considerato il metodo *Design of Experiments* applicato ai risultati dell'analisi numerica sia per le ruote dentate cementate sia per le rivestite, con substrato in titanio e in acciaio. L'obiettivo è stato quello di condurre uno studio comparativo sulle caratteristiche del film sottile al fine di massimizzare la resistenza a fatica da contatto delle ruote dentate oggetto di questa ricerca.

I rivestimenti trattati in questo lavoro di ricerca sono stati depositati da Lafer S.p.A., mentre Ducati Corse S.r.l. ha fornito le ruote dentate, e i relativi parametri di funzionamento, appartenenti al modello di motocicletta 1098R che ha partecipato agli ultimi campionati mondiali SuperBike. I risultati di questa ricerca sono stati presentati ai convegni internazionali: *International Conference on Fracture and Damage Mechanics* tenuti nel 2008, 2009 e 2010. Il lavoro ha anche consentito la pubblicazioni di articoli sulle seguenti riviste internazionali: *International Journal of Fatigue* and *Key Engineering Materials* [3–5; 33].

Capitolo 2

Materiali e geometrie

2.1 Tecnologie e applicazioni dei rivestimenti sottili

I rivestimenti depositati su vari substrati sono spesso utilizzati per applicazioni nel settore elettronico, in quello decorativo, e in quello meccanico, per contrastare la corrosione o l'usura dei componenti. Il processo di deposizione consiste in un singolo o multiplo strato di materiale ceramico applicato su un substrato solitamente metallico. Generalmente, lo spessore di questo tipo di rivestimenti, denominati “sottili” (*thin films*) è compreso tra 1 e 10 micrometri. Alternativamente i rivestimenti “spessi” (*thick films*) o i nano-rivestimenti hanno spessori rispettivamente superiori a 10 micrometri e inferiori a 1 micrometro. Le principali caratteristiche dei film sottili duri, rispetto a quelli spessi, sono: elevata durezza, buona resistenza a usura ed effetto trascurabile sulle tolleranze geometriche dei componenti trattati. Il vantaggio della tecnologia di deposizione dei film sottili risiede nella possibilità di combinare le caratteristiche di materiali molto diversi per aumentare le proprietà globali del componente. Di solito la resistenza meccanica è fornita dal materiale di substrato, mentre il rivestimento è responsabile delle proprietà superficiali, quali resistenza all'usura, alla corrosione, al calore e a fatica. Negli ultimi decenni sono state sviluppate dall'industria un numero elevato di possibili combinazioni tra substrati solidi e materiali per i film sottili. Nelle Tabelle 2.1 e 2.2 viene riportata una panoramica dei principali materiali usati come substrato e come rivestimento [2]. Le tecnologie utilizzate per produrre rivestimenti ad alte prestazioni riguardano principalmente la deposizione di fasi vapore, in cui un materiale vaporizzato viene condensato sul substrato per realizzare un film: le due principali famiglie in cui si dividono i processi produttivi sono la *Physical Vapor Deposition* (PVD) e la *Chemical Vapor Deposition* (CVD). In un processo PVD il vapore è costituito da atomi o ioni di un materiale specifico (*target*) che sono stati rimossi dal materiale massivo per evaporazione o per polverizzazione catodica (*sputtering*), in vuoto. Nella tecnica CVD invece vengono coinvolte delle reazioni chimiche tra il materiale da deporre e il substrato che tipicamente sono: la decomposizione termica e la formazioni di carburi e di nitruri. Alcune delle tecnologie menzionate sono riportate nei prossimi paragrafi. Tramite queste tecnologie è quindi possibile depositare rivestimenti sottili su una vasta gamma di materiali di substrato per un ampio numero di applicazioni; i film sottili, infatti, sono largamente utilizzati per scopi decorativi, in microelettronica, nei semiconduttori e nei settori ottico, biomedico e meccanico. Le variabili

Tabella 2.1: Tipici materiali di substrato per i rivestimenti.

Polimeri	Metalli	Altri
Poliestere (PET)	Alluminio anodizzato	Carta
Polipropilene (PP)	Rame	Fibre non tessute: fibre di vetro e carbonio fibre di acciaio fibre aramidiche
Poliimmide (PI)	Acciaio al carbonio	
Policarbonato (PC)	Acciaio inox	
Polietilene-naftalato (PEN)	Nickel	
Polistirene (PS)	Acciai resistenti ad alta temperatura e a corrosione (es, leghe FeCr)	
Poliammide (PA)		
Politetrafluoroetilene (PTFE)		
Polietersolfoni (PES)		
Polietereimmide (PEI)		
Polieteroeterchetone (PEEK)		

Tabella 2.2: Elenco dei principali rivestimenti industriali.

Metalli	Leghe	Ossidi	Nitruri	Altri
Al, Zn	Acciai inossidabili	ITO ($In_xSn_yO_z$)	TiN	ZnS
Ag, Au, Pt, Pd	$NiCr$	SiO_x	Si_3N_4	MgF_2
Co, Ni	$CoCr$	Al_2O_3		Cr_2Si_2
In, Bi, Sn	Co/Ni Fibre di vetro	TiO_2, Nb_2O_5		SiC
Ti, Ta		ZnO, ZnO_2		
Cu, Cr		Ta_2O_5, Cr_2O_5		
Mo, W		SnO_2, MgO		
Si		In_2O_3, WO_3		

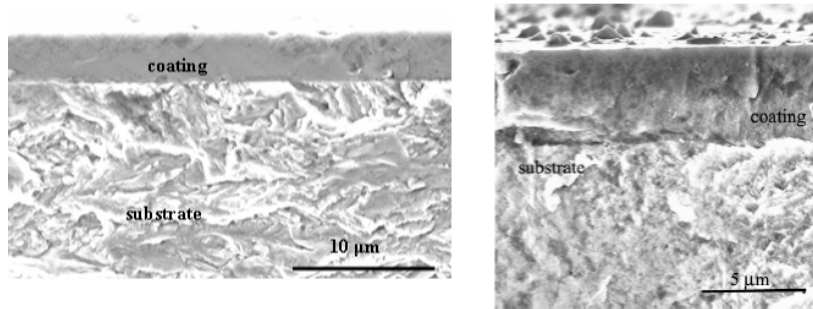
di controllo del processo di deposizione sono generalmente: lo stato dei precursori, l'energia cinetica fornita e le traiettorie degli ioni, la temperatura di deposizione, la presenza eventuali di contaminanti nella fase vapore, lo stato del materiale di substrato e la sua pulizia superficiale. In tal senso, l'utilizzo di processi in vuoto previene la formazione di ossidi o contaminanti sulla superficie del substrato.

2.1.1 Physical Vapor Deposition (PVD)

Nei processi PVD il materiale viene vaporizzato da una fase condensata e introdotto, insieme a un gas, in una camera di rivestimento in cui reagisce con il substrato per formare il composto desiderato. Generalmente il processo di rivestimento coinvolge ioni del materiale da deporre. In una fase preliminare del processo, inoltre, il substrato viene trattato in modo da rimuovere ogni traccia di ossido. Le principali tecniche PVD disponibili sono: l'evaporazione a fascio di elettroni a basso ed alto voltaggio, la deposizione ad arco catodico e la polverizzazione catodica magnetostatica (*magnetron sputtering*). L'evaporazione a fascio di elettroni a basso voltaggio è molto efficace per la ionizzazione di atomi gassosi reattivi ed è impiegata per produrre strati duri e lisci di nitrato di titanio (TiN). Il processo di *sputtering*, invece, è molto più complesso e costoso, tuttavia, esso permette un accurato controllo del-

Tabella 2.3: Proprietà meccaniche tipiche di alcuni film PVD.

	<i>TiN</i>	<i>CrN</i>	<i>TiCN</i>	<i>ZrN</i>	<i>AlTiN</i>
Durezza [HV]	2200	1800-220	3000-4000	2300	2400-300
Spessore [μm]	1-5	4-20	1-4	1-4	1-4
Temp. massima [$^{\circ}\text{C}$]	600	700	400	600	800
Coefficiente di attrito	0.2-0.6	0.05-0.9	0.5	0.5	0.6
Tipo di film	mono-strato	mono-strato	multi-strato	mono-strato	mono-strato
Colore	oro	argento	blu-grigio	giallo	viola

**Figura 2.1:** Esempio di sezione trasversale di un campione rivestito con film PVD [1].

la composizione del multistrato da deporre. I processi PVD sono utilizzati in un'ampia gamma di applicazioni come negli impianti biomedicali, nel settore automotive e delle competizioni, negli utensili da taglio, ecc. Inizialmente i rivestimenti PVD sono stati utilizzati per la loro resistenza ad usura, per il basso coefficiente di attrito e per l'elevata durezza superficiale; inoltre, la tecnica PVD è quella maggiormente utilizzata per deporre i nitruri di titanio (*TiN*), i carbo-nitruri di titanio (*TiCN*), i nitruri alluminio-titanio (*AlTiN*), i nitruri di cromo (*CrN*), i nitruri di zirconio (*ZrN*) e altri tipi di ossidi metallici. Le proprietà meccaniche tipiche dei principali rivestimenti PVD sono elencate in Tabella 2.3. Questo tipo di rivestimento può essere applicato solo su substrati metallici e, generalmente, richiede alte temperature di deposizione (circa 400°C), che inducono stati di compressione residui sulla superficie e nei primi strati del metallo base. Recenti progressi nella tecnologia di deposizione hanno consentito di rivestire superfici anche a più basse temperature, come nel caso dei rivestimenti PVD-WC/C. Per evitare delaminazioni o problemi di collasso del substrato, è opportuno depositare tali rivestimenti su materiali induriti superficialmente, dato che metalli troppo “soffici” non garantiscono un adeguato supporto al rivestimento. A titolo d'esempio, in Figura 2.1 viene mostrata una sezione trasversale di un campione di materiale rivestito in PVD. Per quanto riguarda gli sforzi residui indotti dal processo di deposizione, questo effetto è dovuto alle alte temperature raggiunte, come indicato in precedenza, e al bombardamento ionico che avviene durante il processo. In particolare, la considerevole differenza tra i moduli di elasticità e tra i coefficienti di espansione termica, tra il substrato e il film ceramico, è responsabile della generazione delle tensioni residue dovute alla temperatura del processo. Il substrato, inoltre, è soggetto, durante la deposizione, ad un intenso bombardamento ionico che è fondamentale per compattare il film ceramico ed

evitare la formazione di difetti o porosità. Il campo di tensioni residue finale nel rivestimento e nel substrato é, quindi, la risultante di questi due fenomeni [34–36], e, come indicato in precedenza, può risultare utile per incrementare la resistenza a fatica dei componenti rivestiti.

Applicazioni dei rivestimenti PVD

I componenti rivestiti con tecnica PVD sono utilizzati in numerose applicazioni industriali, come ad esempio nel settore meccanico, in quello ottico, in campo biomedicale e nell'elettronica. Le applicazioni meccaniche, in particolare, sono state oggetto di interesse in questo lavoro di ricerca e vengono brevemente elencate d seguito. Come riportato in precedenza, i rivestimenti PVD sono stati introdotti inizialmente nel campo degli utensili da taglio alcuni decenni fa. Tali rivestimenti, applicati agli utensili o agli inserti, hanno consentito di incrementarne in modo considerevole la resistenza all'usura, di migliorare la durezza superficiale e di ridurre il coefficiente di attrito durante la lavorazione. Questi miglioramenti hanno consentito di aumentare la vita utile degli utensili e hanno portato a minori temperature in fase di lavoro, minori forze di taglio, minori adesioni dell'utensile al componente soggetto alla lavorazione e minore abrasione dell'utensile stesso. I nitruri e i carbonitruri sono stati utilizzati con ottimi risultati, consentendo di incrementare la vita utile degli utensili del 30% e oltre. Utensili rivestiti in PVD sono, oggi, utilizzati per le principali operazioni di lavorazione meccanica, quali la tornitura, la fressatura, la filettatura, la foratura ecc. [37]. Le migliori prestazioni degli utensili rivestiti consentono di ottenere diversi vantaggi, che possono essere riassunti in:

- ridotto costo complessivo per gli utensili dato l'incremento della loro vita utile;
- ridotti costi di fermo-macchina;
- incremento di produttività per le alte velocità di lavorazione consentite;
- incremento delle qualità dei componenti lavorati in termini di finitura superficiale.

Come substrati per questo tipo di rivestimenti vengono comunemente utilizzati acciai ultra-rapidi o acciai cementati. Il primo rivestimento PVD che ha trovato applicazioni commerciali é stato il nitruro di titanio (TiN), in particolare, per le operazioni di filettatura, fresatura, foratura e finitura. Oggigiorno il rivestimento PVD- $TiAlN$ é quello maggiormente impiegato per gli utensili da taglio e anche i rivestimenti $TiCN$ e CrN sono utilizzati in diverse applicazioni. I principali vantaggi dell'utilizzo dei rivestimenti PVD negli utensili sono riassunti in Tabella 2.4. Anche l'industria automotive é particolarmente interessata all'applicazione dei rivestimenti sottili duri per incrementare la resistenza dei componenti più sollecitati, con l'obiettivo di ottenere riduzioni di massa e minore dissipazione di energia per attrito. L'utilizzo dei componenti rivestiti in PVD ha assunto, recentemente, popolarità anche nel settore delle competizioni sportive, come la Formula 1, e nella produzione di veicoli ad alte prestazioni. Applicazioni tipiche per la riduzione dell'usura sono rappresentate dagli steli delle forcelle anteriori delle motociclette e dai componenti interni dei motori a combustione interna, come ad esempio le valvole. Ci si aspetta che, nel tempo,

Tabella 2.4: Miglioramenti negli utensili da taglio dovuti ai rivestimenti PVD (principalmente *TiN*).

Applicazioni	Maggiore vita utile (volte)	Qualità superficiale	Incremento nelle prestazioni
Tornitura	2-10	Maggiore	Taglio migliorato
Foratura	4-20	Molto maggiore	Minore forza Velocità maggiore
Fresatura	3-10	Maggiore	Velocità doppia
Taglio denti	3-8	Maggiore	Velocità maggiore
Filettatura	4-10	Maggiore	Velocità maggiore
Alesatura	3-6	Maggiore	Velocità maggiore
Allargatura, svasatura	2-10	Maggiore	Velocità maggiore
Brocciatura	3	Molto maggiore	Velocità maggiore
Punzonatura	1-100	Molto maggiore	Minore truciolo
Segatura	20	Maggiore	Forza ridotta
Lame	2-500	Maggiore	Maggiore

i classici acciai da costruzione impiegati nel settore automotive siano sempre più sostituiti da leghe leggere, di alluminio, di titanio o di magnesio, rivestite con film sottili. Nonostante la buona resistenza meccanica di queste leghe, esse sono, tuttavia, caratterizzate da proprietà tribologiche inferiori rispetto agli acciai; l'utilizzo di opportuni rivestimenti superficiali si rende, pertanto, necessario per quelle applicazioni in cui è richiesta non solo la resistenza statica o a fatica, ma anche un buon comportamento ad usura e a fatica da contatto. A titolo esemplificativo, in Figura 2.2 vengono mostrati componenti rivestiti in PVD tipici per l'impiego nel settore automotive.

2.1.2 Chemical Vapor Deposition (CVD)

La tecnica CVD consiste nel depositare film sottili su substrati riscaldati a partire da composti in fase gassosa. Il deposito è ottenuto per decomposizione termica di precursori chimici complessi o mediante la riduzione di precursori gassosi che contengono gli elementi desiderati. In un processo CVD, elementi o composti allo stato gassoso, in particolari condizioni di temperatura e pressione, reagiscono e condensano, in determinate fasi solide, sui pezzi da ricoprire. La reazione è generalmente una riduzione di un alogenuro o la pirolisi di un composto. Il pezzo da ricoprire deve resistere alle temperature del procedimento e non deve reagire con i composti alogeni che si formano durante il processo; il titanio e le sue leghe, ad esempio, sono difficilmente rivestibili con questa tecnica. La tecnologia CVD consente di ottenere rivestimenti con microstruttura molto fine, ad elevata purezza e con maggiore durezza rispetto agli altri materiali ceramici fabbricabili con le tecnologie tradizionali. La velocità di deposizione è, tipicamente, bassa (nell'ordine di alcune centinaia di micrometri all'ora) e i film che si possono ottenere hanno spessori di pochi micrometri. I precursori gassosi che si possono utilizzare sono numerosi e, nella letteratura tecnica, sono presenti numerose possibili combinazioni [2]. Vi sono diverse tecniche disponibili per la deposizione di tali rivestimenti; le principali sono:

- CVD a bassa pressione (LP-CVD) e ad alto grado di vuoto (UHV-CVD);

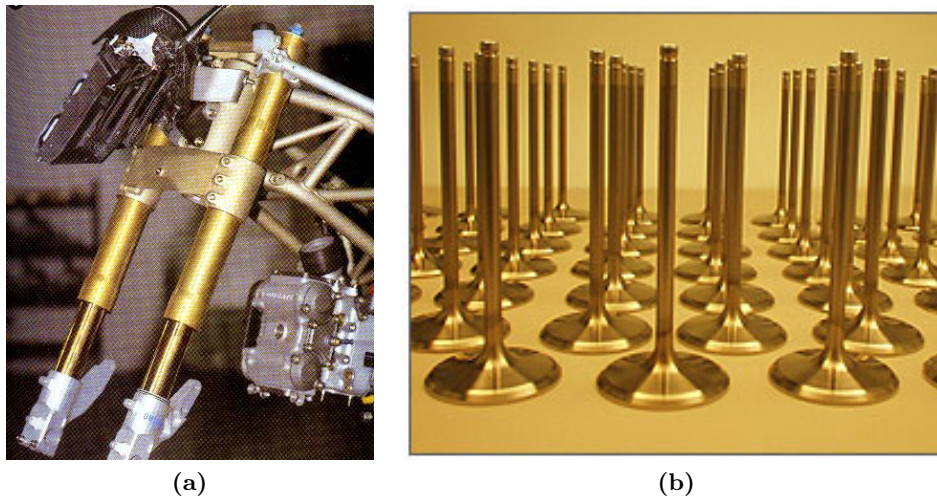


Figura 2.2: Esempi di componenti rivestiti in PVD: (a) forcella anteriore di motocicletta, (b) gruppo valvole di distribuzione.

- CVD con presenza di aerosol (AA-CVD);
- CVD a iniezione diretta di liquido (DLI-CVD);
- CVD con presenza di una fase plasma (PA-CVD e PE-CVD);

I principali vantaggi di questa tecnologia riguardano le numerose variazioni della struttura del deposito possibili, l'uniformità e la buona adesione dei depositi e la purezza dei composti ottenuti. Al contrario, la tecnica CVD presenta come principali svantaggi: la bassa velocità di deposizione e la possibile formazione di prodotti corrosivi come acido fluoridrico (HF) e cloridrico (HCl). I rivestimenti CVD, infine, sono impiegati in una vasta gamma di settori industriali in cui si richiede alta resistenza a usura, a erosione e a corrosione. Le principali applicazioni riguardano i semiconduttori, i circuiti integrati, i sensori e le fibre ottiche.

2.1.3 Tecniche di deposizione

Negli ultimi decenni sono state sviluppate diverse tecniche di deposizione e sono oggi disponibili sia per la deposizione di film PVD sia CVD. Nei paragrafi seguenti vengono illustrate brevemente le principali tecnologie industriali presenti.

Evaporazione a fascio elettronico

Questo tipo di tecnologia è utilizzata per la deposizione di film PVD e viene tipicamente implementata tramite fasci elettronici prodotti per via termoionica che sono accelerati attraverso campi elettrici con potenziale compreso tra 5 e 10 kV, deflessi magneticamente e focalizzati su elementi *target* fissati in supporti raffreddati ad acqua e posizionati frontalmente al substrato da rivestire. I parametri del processo sono piuttosto difficili da controllare, data la difficoltà di indirizzare i fasci in prossimità della sorgente. Come risultato, con questa tecnica si tende a produrre

strati non uniformi sull'area interessata dal processo. La recente disponibilità di cannoni a fascio elettronico accurati e ad elevata potenza ha aperto nuovi mercati potenziali per questo tipo di tecnologia: i cannoni a fascio elettronico possono essere accuratamente movimentati per depositare strati con uniformità controllata. La massima lunghezza dei componenti trattabili è dell'ordine di 1 m, quindi per le superfici estese, solitamente, sono necessari due fasci operanti in parallelo. Questo tipo di tecnologia è probabilmente quella di più immediato utilizzo e la meno costosa, che consente velocità di deposizione di 12 m/s e oltre. Con la tecnica descritta si possono depositare diversi tipi di metalli puri, inclusi quelli ad alto punto di fusione, leghe metalliche e anche ossidi o nitruri. Le principali applicazioni che fanno uso di questa tecnologia riguardano la produzione di supporti di memorizzazione magnetici, la realizzazione di rivestimenti per barriere trasparenti e la deposizione di alluminio ad alta velocità.

Deposizione *Plasma Sputter*

La deposizione con tecnica *plasma sputter* consiste nel bombardamento di un substrato solido tramite ioni estratti da un plasma concentrato e posizionato vicino alla superficie da trattare. Questa tecnica può essere usata per depositare tutti i metalli puri e un gran numero di ossidi e nitruri. L'energia posseduta dagli atomi emessi durante questo processo differisce notevolmente da quella dei processi di evaporazione e si traduce in migliori proprietà del film sottile, come una maggiore densità, microstruttura più fine e un'ottima adesione superficiale. I rivestimenti realizzati con questa tecnica, quindi, mostrano in generale una superiore adesione al substrato e una struttura cristallografica densa e di eccellente qualità. Rivestimenti uniformi possono essere depositati su superfici di 2.5 m di lunghezza. A fronte di questi vantaggi, il processo risulta particolarmente lento rispetto ai metodi di evaporazione, anche se, negli ultimi anni, sono stati fatti progressi da questo punto di vista. Il maggior effetto del plasma, nei processi di deposizione plasma-assistiti, riguarda l'attivazione e l'amplificazione delle reazioni, che sono necessarie per la deposizione del film, e la modifica della cinetica di sviluppo del film, che influenza la struttura e la morfologia del deposito. Per le ragioni descritte, la tecnica di deposizione con plasma è impiegata in una vasta gamma di processi PVD e CVD; i più comuni sono i seguenti:

1. **sputtering**: a corrente continua (dc), radio-frequenza (rf), triodo, *magnetron sputtering* e *sputtering* reattivo;
2. **evaporazione reativa**.

Il sistema di deposizione al plasma con diodo a corrente continua (*dc-diode plasma*) è più semplice di quello usato per il processo di *sputtering* e consiste in un catodo, un anodo, una sorgente di corrente continua e una camera di deposizione. Dato che il plasma è conduttivo, virtualmente non sono presenti gradienti di potenziale all'interno del plasma stesso. Tutti i campi elettrici si esauriscono al bordo del flusso di plasma in una regione chiamata *sheath*. I sistemi con diodo a corrente continua o a radio-frequenza sono caratterizzati da basse velocità di deposizione, dovute alla bassa densità del plasma. Tuttavia, per ottenere plasma più densi e quindi maggiori velocità di bombardamento, la pressione del gas può essere incrementata fino a

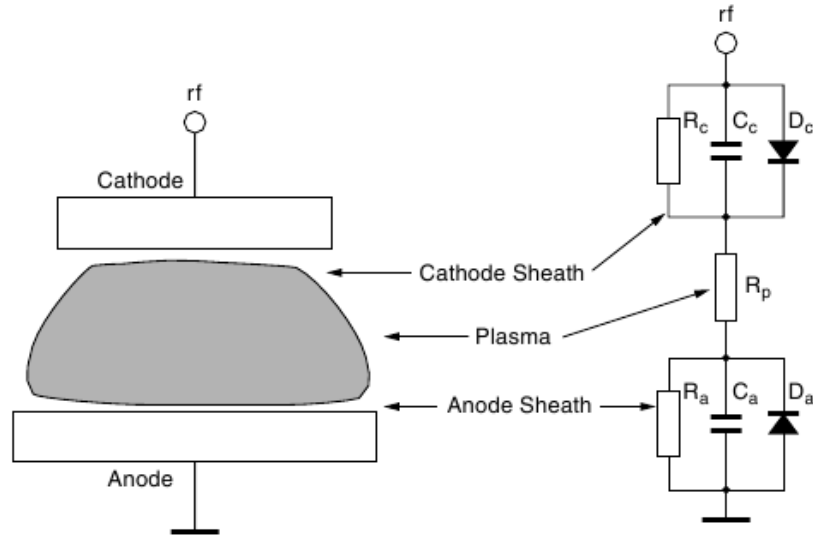


Figura 2.3: Schema di un sistema di deposizione plasma con diodo a radio-frequenza: R_a e R_c sono le resistenze di anodo e catodo, R_p la resistenza del plasma e C_a e C_c le capacitance dovuta alla geometria [2].

133 Pa e, in aggiunta, il voltaggio necessario può essere portato a valori di diversi kV. Una limitazione del metodo *dc-diode sputtering* consiste nella necessità di avere conduttori metallici come elettrodi. La più comune applicazione dei sistemi a radio-frequenza è la deposizione di strati dielettrici. In Figura 2.3 è mostrato uno schema d'impianto di un tipico sistema a radiofrequenza. Con la tecnica *magnetron sputtering*, invece, gli elettroni sono soggetti alla forza di Lawrence, che, in un campo magnetico omogeneo perpendicolare al moto degli elettroni, può causare un movimento circolare di questi ultimi. Nella direzione del campo magnetico, non sono presenti forze magnetiche, quindi gli elettroni non sono confinati; il risultato è quello di ottenere un movimento a spirale degli elettroni. Per una data potenza elettrica applicata, l'effetto del campo magnetico è quello di ridurre l'impedenza del plasma e quindi ottenere maggiori correnti a minori voltaggi. La maggiore densità consente anche una riduzione della pressione necessaria, a tal punto che i sistemi con plasma assistito da campi magnetici possono operare a basse pressioni. Un esempio comune di plasma confinato magneticamente è mostrato in Figura 2.4(a) per una geometria circolare. La principale alternativa è quella di usare una configurazione rettangolare, nota come *racetrack magnetron* mostrata in Figura 2.4(b).

Deposizione ad arco catodico

La tecnica ad arco catodico è tipicamente impiegata per la deposizione di film estremamente sottili (TiN , $TiAlN$, CrN) su gli utensili da taglio. Questa tecnica consiste nell'innescare una scarica dovuta al formarsi di un arco elettrico tra un catodo (il cui materiale costituisce la fonte dei vapori) e un anodo costituito dalle pareti della camera di deposizione. Il processo avviene sotto vuoto, la scarica di corrente è tipicamente dell'ordine di $50-100 \text{ A}/\mu\text{m}$ e si localizza su una regione molto limitata della superficie del catodo (alcuni micrometri quadrati), creando così una

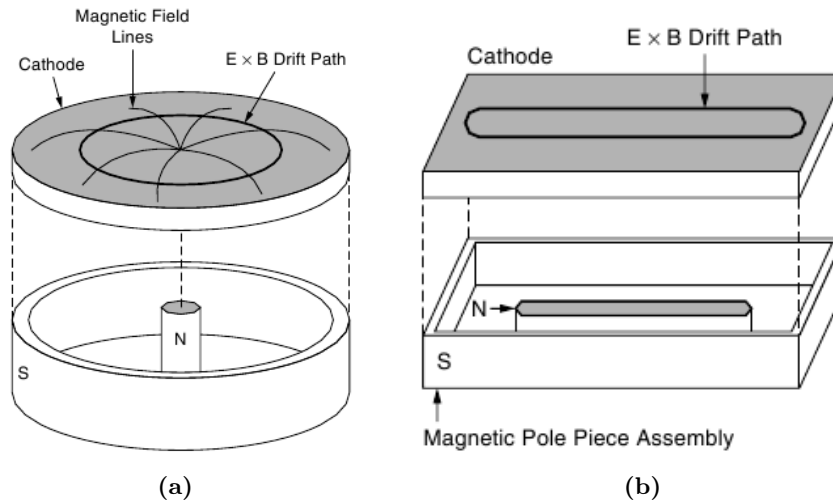


Figura 2.4: Esempi di possibili layout per un *magnetron sputter* circolare (a) e rettangolare (b) [2].

intensa evaporazione unita a una ionizzazione del materiale. Localmente, inoltre, si raggiungono temperature molto elevate, dell'ordine di qualche migliaio di gradi Celsius. Dato l'intenso flusso di ioni che è possibile ottenere, questa tecnica è tra le più veloci in commercio. Un tipico esempio dell'applicazione di questa tecnologia è la deposizione di film di nitrato di titanio su componenti meccanici.

2.2 Materiali base

Nei seguenti paragrafi sono descritti brevemente i materiali utilizzati come substrato per i rivestimenti sottili PVD, che sono stati considerati nelle analisi numeriche e sperimentali descritte approfonditamente nei capitoli successivi. In particolare, vengono riportate le caratteristiche meccaniche delle leghe di acciaio ad alta resistenza con cui sono state realizzate le ruote dentate, sia standard sia ad alte prestazioni, per cui sono state condotte analisi numeriche e sperimentali di fatica da contatto. Inoltre, vengono descritte le principali proprietà della lega di titanio Ti-6Al-4V (ASTM Grado 5) che è stata considerata nelle analisi numeriche come possibile sostituta delle classiche leghe di acciaio da costruzione, con l'obiettivo di ridurre la massa dei componenti meccanici oggetto del lavoro di ricerca.

2.2.1 Leghe di acciaio

Le leghe di acciaio utilizzate nei modelli numerici e nelle indagini sperimentali sulle ruote dentate, soggette ai fenomeni di fatica da contatto, sono state di due tipi: la lega UNI-18NiCrMo5 (ASTM A514), utilizzata per la produzione delle ruote dentate per impieghi automotive standard, e la lega UNI EN-16NiCr11 (AISI 3415), con cui sono realizzate le ruote dentate ad alte prestazioni appartenenti al cambio Ducati 1098R. Le leghe in oggetto hanno comportamento meccanico simile e sono entrambe leghe da cementazione; questo processo è uno di quelli più diffusi per incrementare

Tabella 2.5: Composizione chimica delle leghe di acciaio UNI-18NiCrMo5 (ASTM A514) e UNI EN-16NiCr11 (AISI 3415): valori in %.

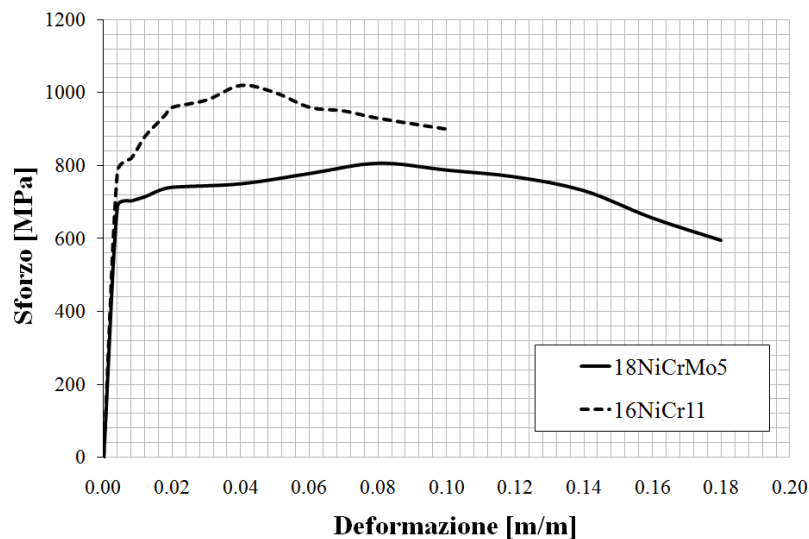
	<i>C</i>	<i>Cr</i>	<i>Mn</i>	<i>Mo</i>	<i>Ni</i>	<i>Si</i>
18NiCrMo5	0.12-0.21	0.85-1.20	0.45-0.70	0.45-0.60	1.20-1.50	0.20-0.35
16NiCr11	0.12-1.18	0.60-0.90	0.30-0.60	/	2.50-3.00	0.35

la durezza superficiale degli acciai impiegati nella realizzazione di ingranaggi. La ruota dentata è realizzata a partire da una lega di acciaio a basso tenore di carbonio (in un intervallo tra 0.10 e 0.25 %) e viene, successivamente, posta in un mezzo cementante e opportunamente riscaldata. Il carbonio viene quindi assorbito negli

Tabella 2.6: Principali caratteristiche meccaniche delle leghe di acciaio UNI-18NiCrMo5 (ASTM A514) e UNI EN-16NiCr11 (AISI 3415).

Materiale	Densità [kg/m^3]	Modulo elastico [MPa]	Coeff. di Poisson	YS [MPa]	UTS [MPa]	A %
18NiCrMo5	7800	205000	0.29	690	828	18
16NiCr11	7800	206000	0.28	785	1030-1280	10

strati superficiali e, in funzione della durata del processo, esso può penetrare fino alla profondità desiderata. I mezzi cementanti sono, solitamente, atmosfere gassose o bagni liquidi ad alto contenuto di carbonio. La concentrazione di carbonio nello

**Figura 2.5:** Curve sforzo-deformazione per le leghe di acciaio UNI-18NiCrMo5 (ASTM A514) e UNI EN-16NiCr11 (AISI 3415).

strato superficiale può arrivare a valori prossimi a 1.4 %; valori di concentrazione superficiale comuni sono compresi tra 0.80 e 0.95 %. I trattamenti di cementazione consentono di avere elevate durezza superficiali e generano uno strato di tensioni residue al di sotto della superficie, benefico nella prevenzione dei fenomeni di fatica

e fatica da contatto. Le durezze tipicamente ottenute con il trattamento di cementazione su ruote dentate sono pari a 60 HRC sulla superficie e 30-40 HRC a cuore. Le ruote dentate oggetto dello studio hanno durezza superficiale compresa tra 59 e 61 HRC, mentre la profondità di cementazione è pari a circa 1.2 mm. In Tabella 2.5 sono riportate le composizioni chimiche delle leghe di acciaio considerate, mentre, rispettivamente in Tabella 2.6 e in Figura 2.5, vengono riportate le principali caratteristiche meccaniche e sono mostrate le curve caratteristiche indicative delle leghe di acciaio in oggetto.

2.2.2 Lega di titanio Ti-6Al-4V

Le leghe di titanio sono utilizzate in diversi campi industriali tecnologicamente avanzati, in particolare, sono presenti numerose applicazioni nel settore aerospaziale, nel settore automotive e in quello delle competizioni motoristiche. Le leghe di titanio sono caratterizzate da un rapporto prestazioni/peso particolarmente favorevole rispetto agli altri materiali di comune impiego strutturale. La loro resistenza a trazione è paragonabile o superiore a quella degli acciai, rispetto ai quali presentano, però, una densità inferiore di circa il 40%. Nei confronti delle normali leghe leggere (alluminio e magnesio) risultano invece nettamente più resistenti. Le leghe di titanio presentano, inoltre, un limite di fatica (tipico degli acciai ma non presente nelle leghe di alluminio e di magnesio), che risulta un fattore di cruciale importanza nella progettazione di componenti soggetti a carichi ciclici. Alcuni tra i principali limiti del titanio sono l'elevata reattività a caldo (che ne rende estremamente critica la saldatura) e la scarsa resistenza ad usura da strisciamento. Di particolare interesse

Tabella 2.7: Composizione chimica della lega di titanio Ti-6Al-4V (ASTM Grado 5): valori in %.

<i>Al</i>	<i>V</i>	<i>C</i>	<i>Fe</i>	<i>O</i>	<i>N</i>	<i>H</i>
6	4	0.03	0.1	0.15	0.010	0.003

sono le leghe alfa+beta che sono caratterizzate dalla presenza, nei componenti della lega, di importanti percentuali di alluminio (tra il 3% ed il 7%) e che presentano elevate caratteristiche meccaniche ottenibili grazie soprattutto a trattamenti termici come la tempra di solubilizzazione, il rinvenimento e l'invecchiamento artificiale. Tra questa famiglia, la lega Ti-6Al-4V (ASTM Grado 5) è una delle più impiegate,

Tabella 2.8: Principali caratteristiche meccaniche della lega di titanio Ti-6Al-4V (ASTM Grado 5).

Materiale	Densità [kg/m^3]	Modulo elastico [MPa]	Coeff. di Poisson	YS [MPa]	UTS [MPa]	A %
Ti-6Al-4V	4500	113000	0.34	880	950	14

soprattutto in ambito aeronautico, che ne utilizza circa l'80% del totale prodotto, ed è stata considerata, in questa ricerca, come possibile sostituta dei tradizionali acciai da costruzione. Questa designazione identifica tutte quelle leghe a base di titanio il cui contenuto di alluminio e vanadio è rispettivamente compreso tra 5.5-6.75% e

3.5-5%. In Tabella 2.7 è riportata la composizione chimica della lega in esame mentre in Tabella 2.8 ne sono riassunte le principali caratteristiche meccaniche.

2.3 Geometria delle ruote dentate ad alte prestazioni

In questo paragrafo vengono riportate sinteticamente le caratteristiche geometriche delle ruote dentate, rispettivamente pignone e ruota condotta, che costituiscono la sesta marcia del cambio appartenente alla motocicletta da competizione Ducati 1098R. Queste ruote dentate sono state oggetto di accurate analisi numeriche e sperimentali, come riportato nei capitoli successivi. Questi componenti sono specifici per alte prestazioni e, oltre ad essere realizzati in acciaio fortemente legato sottoposto a cementazione, hanno peso contenuto e ridotte dimensioni. Le ruote dentate in oggetto sono cilindriche a denti dritti, hanno profilo ad evolvente corretto e hanno la particolarità di essere del tipo “a cerchi spostati”, in cui cioè i valori di *addendum* e *dedendum* non sono normalizzati. Le caratteristiche geometriche del pignone e della ruota condotta sono riportate in Tabella 2.9.

Tabella 2.9: Caratteristiche geometriche della sesta marcia del cambio Ducati 1098R.

		Pignone	Condotta	
Costruzione				
Numero di denti	Z	25	22	
Modulo	m_n	2.5	2.5	mm
Angolo di pressione	α_n	20	20	°
Angolo elica di base	β_n	0	0	°
Diametro esterno	D_e	68.946	63.554	mm
Ribassamento di testa	$k \cdot m_n$	0.0221	0.0170	mm
Addendum nominale utensile	h_a/m_n	1.35	1.35	
Raccordo di fondo dente	ρ_f/m_n	0.41	0.41	
Raccordo	ρ_f	1.025	1.025	mm
Spostamento cerchi	$x \cdot m_n$	0.745	1.794	mm
Diametro interno	D_i	57.240	51.838	mm
Calcoli				
Diametro primitivo	D_p	62.500	55.000	mm
Spessore	s	3.927	3.927	mm
Vano	e	3.927	3.927	mm
Passo	p	7.854	7.854	mm
Addendum	h_a	2.5	2.5	mm
Dedendum nominale utensile	h_d	3.375	3.375	mm
Controllo				
Diametro di base	d_b	58.731	51.683	mm
Scartamento	W	27.216	27.829	mm
Numero di denti W	Z_w	4	4	mm

Capitolo 3

Metodi

I metodi di analisi utilizzati in questo lavoro di ricerca hanno riguardato lo sviluppo di accurati modelli numerici e l'impiego di avanzate procedure teoriche per la valutazione della nucleazione e della propagazione, per fatica da contatto, di difetti nei componenti meccanici. Sono state, inoltre, condotte prove sperimentali per la validazione dei modelli proposti; per tale scopo sono state utilizzate macchine di prova standard e sono stati sviluppati opportuni sistemi meccanici. Per l'analisi dei risultati delle prove sperimentali standardizzate, sono stati utilizzati i consolidati metodi previsti dalle normative, mentre, per lo studio comparativo e l'ottimizzazione delle proprietà del rivestimento, è stato impiegato un avanzato approccio statistico. Per quanto riguarda le prove sperimentali di fatica da contatto sulle ruote dentate, sono stati sviluppati due diversi sistemi meccanici: un primo dispositivo di semplice costruzione e un secondo sistema più complesso, che però ha consentito la realizzazione di prove rigorose in diverse condizioni operative. Prove affidabili sulle ruote dentate, infatti, sono difficili da realizzare, richiedono spesso sistemi molto complessi e costosi e necessitano di un elevato numero di campioni. Nella letteratura tecnica, sono presenti sia sistemi statici sia dinamici. Tramite i primi [38–40] viene testata una sola ruota dentata alla volta e solo un dente per volta viene sollecitato. Le reali condizioni di contatto non sono, quindi, accuratamente riprodotte e i risultati non sono direttamente utilizzabili per valutare la resistenza del componente. Con i sistemi dinamici [41–43], invece, sia il pignone sia la ruota condotta sono testati simultaneamente e le reali condizioni di contatto sono accuratamente riprodotte. Il sistema meccanico, tuttavia, risulta più complesso e il controllo dei parametri di prova non immediato. Una nuova coppia di ruote dentate, inoltre, deve essere usata per ciascuna condizione di prova considerata. Con l'obiettivo di ovviare alle limitazioni citate e, al contempo, realizzare un sistema che riproducesse in modo affidabile le condizioni di esercizio delle ruote dentate in oggetto, è stato progettato e realizzato un banco prova adattabile alle macchine di prova assiali tipicamente in uso nei laboratori meccanici. Nei paragrafi seguenti vengono descritti approfonditamente, i dispositivi meccanici utilizzati, i modelli teorico-numerici sviluppati e i metodi statistici impiegati nel lavoro di ricerca.

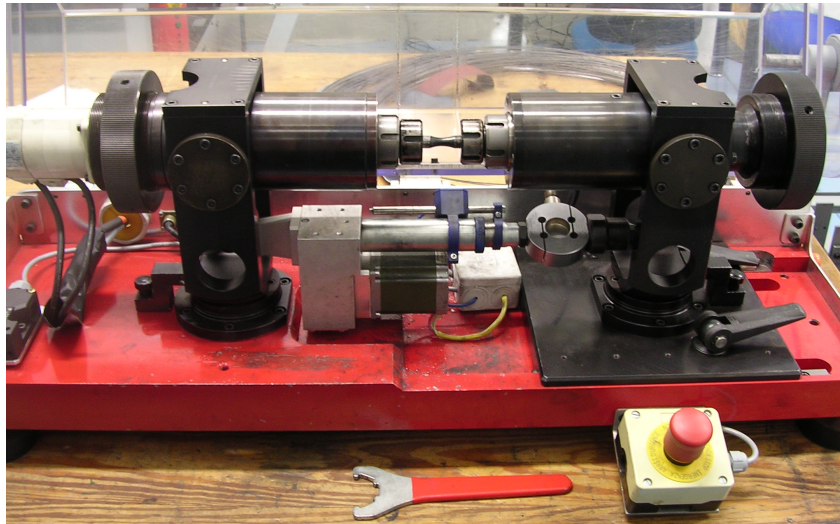


Figura 3.1: Macchina per prove di flessione rotante Italsigma-X2TM412.

3.1 Procedure sperimentali

In questa sezione vengono descritte le procedure di prova sperimentali impiegate sia per le prove di fatica standardizzate, sia per i test di fatica da contatto sulle ruote dentate oggetto della ricerca. La macchina di flessione rotante, usata per i test sui provini standardizzati, e i dispositivi sviluppati per le prove di fatiche da contatto vengono accuratamente descritti.

3.1.1 Macchina a flessione rotante

Le prove di fatica a flessione rotante standardizzate sono state condotte tramite macchina (modello: Italsigma X2TM412, Forlì, Italia), con controllo elettronico, mostrata in Figura 3.1. Una volta montato il provino, il sistema risulta essere un anello chiuso isostatico e il momento flettente viene applicato tramite una vite senza fine con lunghezza variabile. Una cella di carico, montata in serie, consente la misura del momento flettente e la sua continua regolazione durante l'esecuzione della prova. Un sistema di controllo in anello chiuso, con correzione automatica del momento applicato, consente la rilevazione in real-time dei parametri di prova e l'arresto automatico in caso di una variazione significativa del momento flettente applicato. I parametri di prova che possono essere controllati sono: il momento flettente, la velocità di rotazione del provino, l'intervallo di acquisizione e il limite sul momento flettente. In caso di variazione del momento applicato al di sotto del limite imposto, che rappresenta un'indicazione dell'incipiente rottura del provino, il test viene arrestato. La macchina di prova consente un'applicazione di un momento flettente massimo pari a 75 Nm ad una velocità di rotazione massima di 300 rpm. Possono essere testati provini con tratto utile da 30 a 90 mm e il momento flettente è mantenuto al valore impostato con elevata accuratezza (errore inferiore a 0.2%). In Figura 3.2 viene riportato un disegno schematico della macchina con l'indicazione dei principali componenti e delle dimensioni di massima. Due supporti (2, 3) sono montati su una piastra rigida (1) e sono connessi ai rispettivi mandrini (4, 5) con due

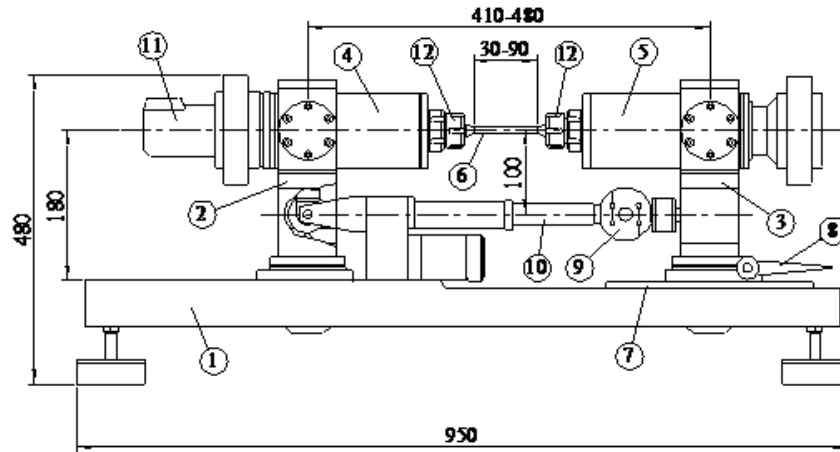


Figura 3.2: Disegno schematico della macchina di prova a flessione rotante con l'indicazione dei principali componenti e delle dimensioni (misure espresse in mm).

perni aventi l'asse di rotazione perpendicolare al piano longitudinale-verticale. Con questa configurazione viene garantito l'autoallineamento del provino (6) durante il montaggio. Il moto viene trasmesso tramite un motore brushless da 200 watt (11) ai due mandrini di afferraggio (4), infine, due ghiera filettate (12) consentono di bloccare in posizione il provino. La rotazione dei mandrini attorno ai rispettivi perni consente la sollecitazione del provino con un momento flettente uniforme lungo la sua lunghezza. Una vite senza fine viene impiegata per generare e regolare il momento flettente durante la prova ed è retroazionata da una cella di carico assiale. La posizione della slitta (7) può essere regolata per consentire la prova di campioni con lunghezza variabile. Il sistema di bloccaggio della slitta sul telaio (3) è realizzato tramite due leve (8).

3.1.2 Sistema per prove di fatica da contatto

Con l'obiettivo di condurre prove sperimentali di fatica da contatto senza rotolamento, è stato sviluppato e realizzato un sistema di prova preliminare, che è mostrato in Figura 3.3. Il sistema è stato progettato per essere installato su macchine di prova universali assiali. La ruota dentata soggetta alla prova è fissata al telaio del sistema, mentre un rullo cilindrico, del tipo usato per i cuscinetti, viene introdotto tra i fianchi di due denti adiacenti e viene sollecitato, lungo l'asse verticale, con un carico statico o pulsante. L'impiego del rullo cilindrico consente di trasformare la forza assiale in due azioni perpendicolari a ciascun fianco del dente, in corrispondenza del punto di contatto. Misurando la forza assiale, tramite la cella di carico della macchina di prova, e conoscendo il diametro del cilindro e il profilo del fianco del dente, è possibile calcolare il carico realmente agente su ciascun dente. La scelta del cilindro deve essere fatta considerando l'effettivo punto di contatto e le pressioni risultanti nelle condizioni di esercizio. Il sistema descritto è stato utilizzato per condurre prove di fatica da contatto senza rotolamento su ruote dentate cementate e rivestite, impiegate nell'industria automotive. Il piano di prova e i risultati

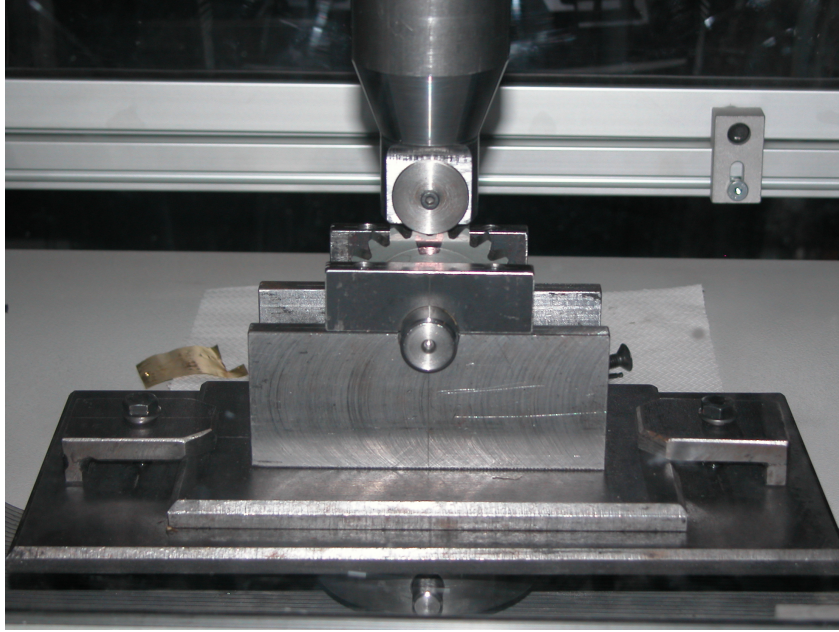


Figura 3.3: Immagine del sistema di prova preliminare sviluppato per i test di fatica da contatto su ruote dentate.

ottenuti sono riassunti nel capitolo 6.1. Uno dei principali vantaggi di questo sistema consiste nella semplicità dei componenti impiegati e nel basso costo di realizzazione. Infatti non sono necessarie accurate lavorazioni meccaniche e tutti i componenti possono essere prodotti con i comuni acciai da costruzione. L'assemblaggio del sistema risulta altrettanto semplice, dato che non sono previsti accoppiamenti precisi e non è necessario l'impiego di cuscinetti. Poiché non sono presenti rotazioni relative o spostamenti tra le parti del sistema, la rigidità complessiva risulta elevata e consente di condurre prove ad alta frequenza (fino a 30 Hz). Le reali condizioni di contatto sono, tuttavia, non accuratamente riprodotte e sono presenti diverse incertezze sul carico effettivamente agente sui denti. Il diametro del cilindro, inoltre, è significativamente diverso dal cerchio osculatore del profilo del dente nel punto di contatto e questo genera una pressione e un'area di contatto rispettivamente superiore e inferiore rispetto alle reali condizioni di ingranamento tra pignone e ruota condotta. L'analisi delle immagini dei denti sottoposti alle prove ha evidenziato, infatti, un'area di contatto non uniforme, come mostrato in Figura 3.4. Questo effetto è probabilmente dovuto a un non perfetto allineamento tra la ruota dentata e il cilindro idraulico della macchina di prova, dovuto alle incertezze sulla geometria dei componenti e sulla procedura di montaggio, che è completamente manuale. I risultati sperimentali, ottenuti con questo sistema, si sono dimostrati comunque interessanti per un'analisi comparativa della resistenza a fatica da contatto di ruote dentate rivestite e non, come riportato nel capitolo 6.1.

3.1.3 Sistema quasi-statico

Con l'obiettivo di superare le limitazioni imposte dal banco prova per ruote dentate, precedentemente descritto, è stato progettato e costruito un avanzato

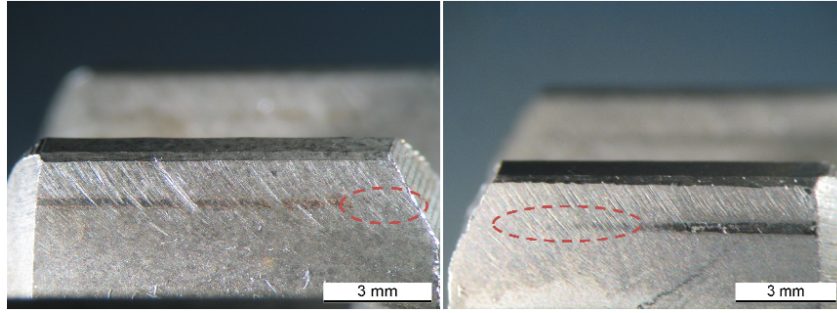


Figura 3.4: Immagine dei denti di una ruota dentata testati con il sistema preliminare per prove di fatica da contatto. In evidenza l'area di contatto non uniforme.

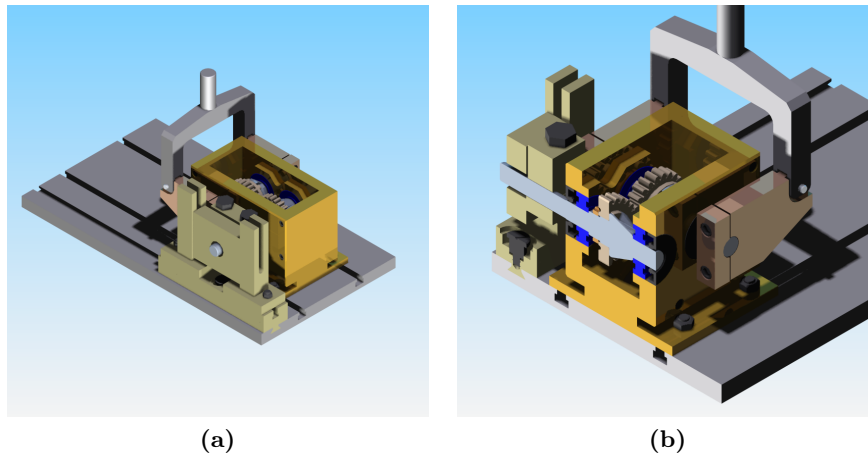


Figura 3.5: Disegno tridimensionale del sistema quasi-statico.

sistema di prova quasi-statico. Mantenendo l'idea di un dispositivo di semplice realizzazione da montare su macchine di prova assiali, è stato realizzato un sistema in grado di riprodurre fedelmente le condizioni di contatto con rotolamento, presenti tra i fianchi dei denti. Il progetto di questo dispositivo è inoltre oggetto di un brevetto depositato [44]. Un disegno tridimensionale del sistema di prova è mostrato in Figura 3.5. Le due ruote dentate, rispettivamente il pignone e la condotta, vengono testate contemporaneamente e il contatto avviene tra i rispettivi denti, in questo modo le reali condizioni di esercizio vengono fedelmente riprodotte. Il sistema consiste, sostanzialmente, in una scatola di cambio semplificata, in cui solo una coppia di ruote dentate è montata. Le ruote dentate in oggetto sono fissate su due alberi, rispettivamente l'albero motore e quello condotto, ognuno dei quali è supportato da una coppia di cuscinetti, in modo da realizzare uno schema di vincolo del tipo cerniera-carrello. Per ciascun albero, un cuscinetto radiale ad una corona di sfere, montato da un lato, consente la sola rotazione, mentre sull'altro lato, un cuscinetto a rulli cilindrici permette anche lo scorrimento in direzione assiale. Le ruote dentate sono fissate ai rispettivi alberi tramite gli appositi innesti frontali, per questo motivo gli alberi sono stati lavorati in modo da ottenere delle sedi di fissaggio opportune. L'albero condotto viene poi frenato, in modo da bloccarne la rotazione, tramite un

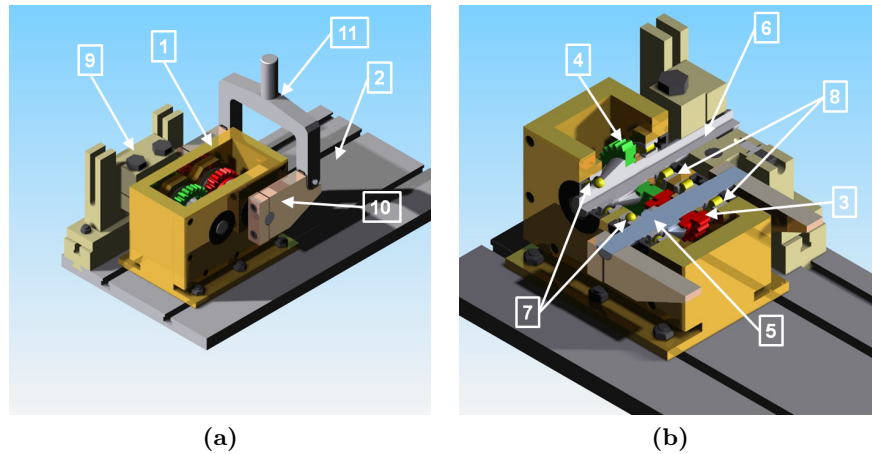


Figura 3.6: Schema del banco prova quasi-statico con l'indicazione dei principali componenti.

freno a ceppi serrato con viti M16-8.8. Il sistema di frenatura é stato progettato in modo tale da bloccare solo la rotazione dell'albero ed evitare la trasmissione di momenti flettenti o azioni assiali parassite. Questi effetti secondari, infatti, possono influenzare significativamente i risultati delle prove sperimentali, andando a sovra-sollecitare i denti in contatto. La coppia sollecitante desiderata viene generata convertendo il carico assiale, fornito dall'attuatore della macchina di prova, in un opportuno momento torcente, per mezzo di due leve. In Figura 3.6 é mostrato un disegno schematico del banco prova in oggetto, con l'indicazione dei principale componenti; le parti indicate sono le seguenti:

1. scatola del cambio;
2. piastra di supporto;
3. pignone;
4. ruota condotta;
5. albero motore;
6. albero condotto;
7. cuscinetti ad una corona di sfere;
8. cuscinetti a rulli cilindrici;
9. freno a ceppi;
10. leva;
11. forchetta di carico.

Tramite il banco prova descritto, sono state condotte prove di fatica da contatto con coppie sollecitanti fino a 300 Nm; dato che il sistema é provvisto di guarnizioni,

possono essere condotte prove sia a secco sia in presenza di lubrificante. Inoltre, dotando il sistema di un'opportuna serpentina di riscaldamento e di una termocoppia, possono essere realizzati test in olio anche a temperatura controllata. Per lo sviluppo di questo sistema di prova, tutti i componenti sono stati verificati a fatica illimitata; da questo punto di vista, in particolare, gli alberi hanno rappresentato un componente critico e, per la loro realizzazione, è stata scelta una lega di acciaio UNI 7845- 40NiCrMo7 (AISI/SAE 4340) temprata e bonificata. Le principali caratteristiche meccaniche di tale lega sono riportate in Tabella 3.1. Nella progettazione del

Tabella 3.1: Caratteristiche meccaniche della lega di acciaio UNI-40NiCrMo7.

Classificazione	UNI 7845-40NiCrMo7	AISI-4340
Trattamento termico	tempra	850°C, in olio
Carico di rottura	UTS [N/mm^2]	1220
Carico di snervamento	YS [N/mm^2]	786
Allungamento a rottura	A %	13.5
Durezza Brinell	HB	250
Tenacità a frattura	KCU [J]	30

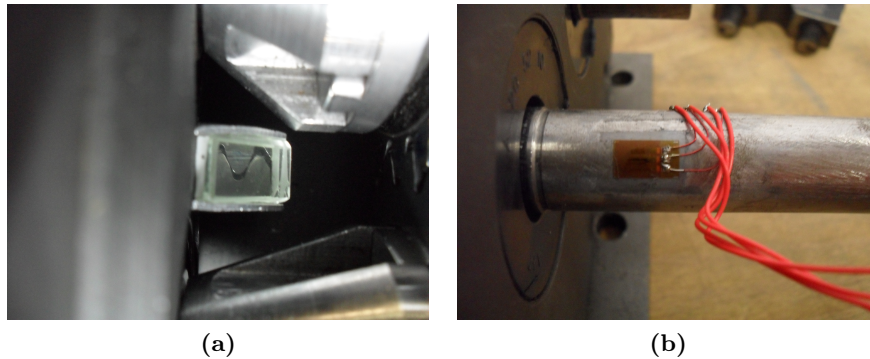
banco prova sono anche state stimate la flessione assiale e le rotazioni degli alberi in corrispondenza, rispettivamente, dei vincoli e delle ruote dentate; elevate flessioni, infatti, potrebbero avere un effetto negativo sull'accuratezza delle prove. Con valutazioni analitiche, la massima flessione degli alberi e le rotazioni ai vincoli sono risultate pari a 0.018 mm e 0.00025 radianti, valori considerati ampiamente accettabili. Come riportato in precedenza, per il supporto degli alberi, sono stati scelti due cuscinetti radiali ad una corona di sfere e due cuscinetti a rulli cilindrici SKF, dimensionati in base al carico radiale massimo agente e alle rotazioni ai vincoli ottenute. In Tabella 3.2 sono riassunte le principali caratteristiche dei cuscinetti scelti. Il funzionamento del banco prova, con riferimento alla Figura 3.6.(a), è il seguente: la forchetta di carico viene fissata all'attuatore idraulico della macchina di prova e due leve trasformano il carico assiale in un opportuna coppia sollecitante, essendo queste fissate all'albero motore tramite due ceppi serrati con viti M14-10.9. Per evitare che possibili disallineamenti o rotazioni, tra il sistema di prova e l'asse verticale della macchina, trasmettano momenti flettenti parassiti all'albero motore, tra la forchetta e le leve, vengono interposti degli snodi sferici le cui caratteristiche sono riportate in Tabella 3.3. Come riportato in precedenza, con il sistema di prova descritto è possibile realizzare prove di fatica da contatto riproducendo accuratamente le effettive condizioni di esercizio. La rigidità torsionale degli alberi, infatti, consente una rotazione relativa tra le ruote dentate, permettendo di trasferire il carico lungo tut-

Tabella 3.2: Principali caratteristiche dei cuscinetti SKF scelti per il sistema di prova quasi-statico.

Tipo	ID	Diametro interno [mm]	Diametro esterno [mm]	Larghezza [mm]	Carico statico [kN]	Carico dinamico [kN]	Massa [kg]
Sfere	6304	20	52	15	7.8	16.8	0.14
Rulli	NJ 304 ECP	20	53	15	26	35.5	0.15

Tabella 3.3: Principali caratteristiche degli snodi sferici scelti per il sistema di prova quasi-statico.

Tipo	DIN ISO 12240-1 serie k SB8
Diametro interno [mm]	8
Diametro della sfera [mm]	12
Diametro del perno [mm]	9
Diametro esterno [mm]	19
Tolleranza di montaggio	M7
Capacità di carico radiale [kN]	28

**Figura 3.7:** Sistema di monitoraggio e misura del banco prova quasi-statico. (a) Acquisizione video dell'area di contatto e (b) cella di carico torsionale.

to l'arco di contatto. La rotazione relativa delle ruote, può essere, inoltre, regolata variando la posizione del freno. Per identificare il punto di contatto iniziale e monitorare la prova durante la sua esecuzione, è stato approntato un sistema di visione e acquisizione video, come mostrato in Figura 3.7.(a). Inoltre, per misurare la coppia agente all'albero sono stati utilizzati trasduttori per la misura delle deformazioni tangenziali: due estensimetri a lisca di pesce da 350 ohm sono stati, pertanto, incollati sull'albero condotto, tra la scatola del cambio e il sistema di frenatura, come mostrato in Figura 3.7.(b). Gli estensimetri sono stati incollati su lati opposti, in modo da formare un ponte di Wheatstone completo, e il segnale è stato acquisito tramite un centralina di acquisizione HBM Spider-8 a quattro canali, con una frequenza di campionamento di 100 Hz. Paragonato con quello precedentemente sviluppato, il sistema descritto consente la realizzazione di prove accurate nelle reali condizioni di esercizio, sia a secco sia in bagno d'olio, con possibile controllo della temperatura. Ci si attende, pertanto, che i risultati dei test sperimentali siano maggiormente accurati. Tuttavia, la realizzazione ed il montaggio di questo sistema risultano più complessi rispetto al precedente e, inoltre, sono necessarie lavorazioni meccaniche e tolleranze geometriche accurate. Ad esempio gli alberi devono avere una cilindricità pari a 0.08 mm. Infine, data la rotazione relativa delle ruote dentate, lo spostamento verticale delle leve e della forchetta è dell'ordine dei 2-8 mm. Pertanto, la rigidità verticale di questo sistema risulta inferiore a quella del precedente, non consentendo di eseguire prove ad alte frequenze (1-5 Hz). Una verifica preliminare delle capacità del sistema è stata condotta tramite una macchina di prova universale Instron 1273, come mostrato in Figura 3.8. Due coppie di ruote dentate appartenenti al cambio

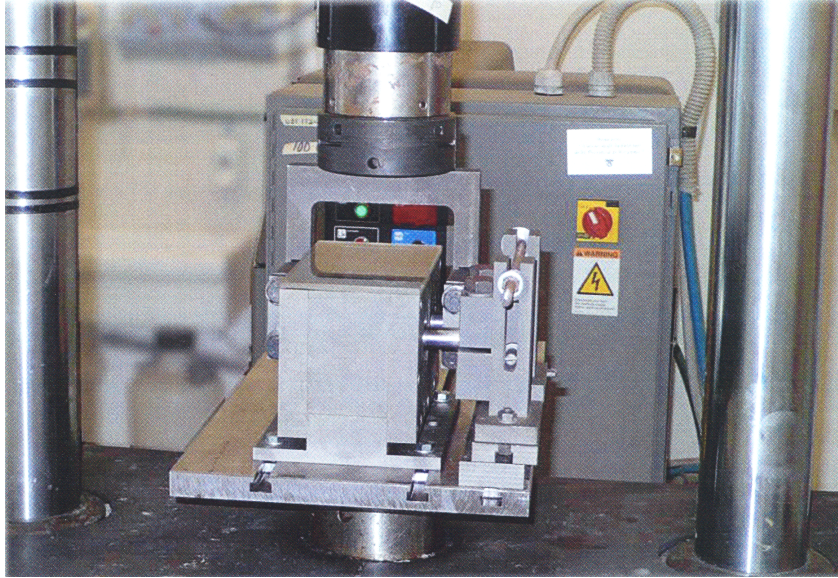


Figura 3.8: Immagine del sistema di prova quasi-statico montato sulla macchina di prova universale Instron 1273.

di una Ducati 1098R, sia cementate sia rivestite con WC/C, sono state testate a secco e in bagno d'olio per 30000 cicli di carico. Per sottoporre il sistema alle condizioni di carico più critiche è stata applicata una coppia pulsante ($R = 0.1$) pari a 300 Nm. Lo spostamento verticale dell'attuatore è risultato, come atteso, pari a circa 3 mm, confermando la ridotta rigidità verticale del sistema. La massima frequenza di prova è stata, pertanto, pari a 4.5 Hz. Durante il test non sono state evidenziate rotture o danneggiamenti dei componenti del sistema e la possibilità di condurre prove in bagno d'olio è stata confermata. Per valutare l'accuratezza delle condizioni di contatto riprodotte, i denti sottoposti al test sono stati analizzati con un microscopio stereoscopico (Leica MZ75), che ha evidenziato, come mostrato in Figura 3.9, l'uniformità dell'area danneggiata, confermando che le pressioni di contatto sono state distribuite uniformemente lungo lo spessore. Il sistema descritto è stato utilizzato per una campagna di prove su ruote dentate cementate e rivestite ad alte prestazioni per impieghi nelle competizioni, come riportato nel capitolo 6.2.

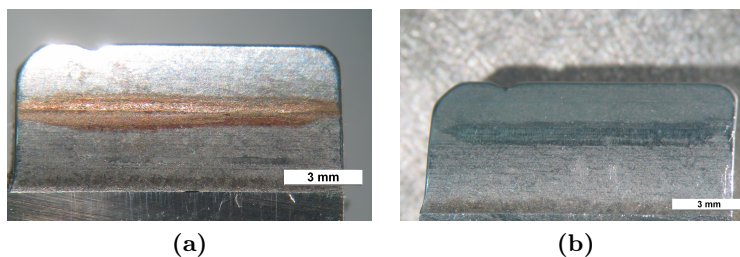


Figura 3.9: Immagini delle aree danneggiate dovute a fatica da contatto per 30000 cicli su ruote dentate cementate (a) e rivestite (b).

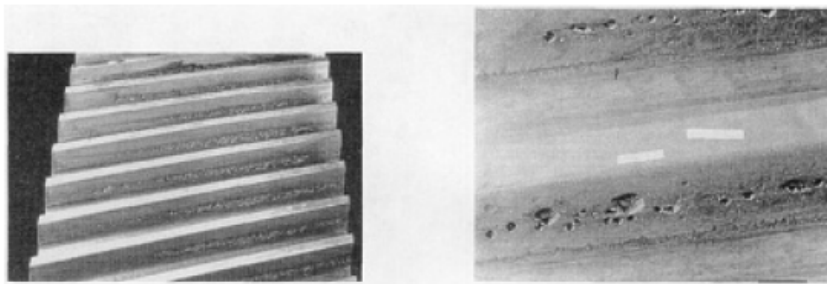


Figura 3.10: Esempi di danneggiamenti dovuti a fatica da contatto su ruote dentate.

3.2 Modelli Teorici

In questa ricerca sono stati utilizzati diversi approcci teorici per studiare e prevedere la resistenza a fatica da contatto dei componenti meccanici. Uno dei principali obiettivi di questo studio è stato quello di sviluppare un modello teorico affidabile per stimare il danneggiamento dovuto alla fatica da contatto e simulare l'effetto, su questo fenomeno, indotto dalla deposizione di film sottili duri.

3.2.1 Modello di nucleazione del difetto

Il danneggiamento indotto dal contatto tra componenti meccanici, come ad esempio tra i fianchi dei denti degli ingranaggi, è principalmente dovuto agli sforzi tangenziali in prossimità del punto di contatto [45]. La fatica da contatto, con e senza rotolamento, è un fenomeno di danneggiamento con formazione di *pit* e delaminazioni, tipico per i cuscinetti, le ruote dentate, le camme, le valvole ecc. Il danneggiamento è generato da un contatto di tipo Hertziano e può essere incrementato in presenza di rotolamento relativo tra le superfici. Le deformazioni plastiche, al di sotto della superficie, si accumulano con i cicli di sollecitazione, fino alla nucleazione di una cricca che poi propaga fino alla superficie, producendo una delaminazione. I fenomeni di fatica da contatto producono un danneggiamento superficiale facilmente riconoscibile, ad esempio nelle ruote dentate. In Figura 3.10 è mostrato un tipico danneggiamento su un fianco di un dente di ingranaggio. Per ridurre questo fenomeno, è necessario migliorare la finitura superficiale dei componenti e prevedere una sufficiente lubrificazione. Lo stato di sforzo prodotto dal contatto con rotolamento è concentrato in un volume di materiale ridotto e produce intense deformazioni plastiche, che accumulandosi ad ogni ciclo di fatica, generano una cricca. Gli sforzi Hertziani sono distribuiti, in funzione della geometria del componente, su aree circolari, ellittiche o lineari e le pressioni di contatto assumono andamento parabolico con valore massimo al centro del contatto. Il massimo sforzo tangenziale è situato ad una certa profondità sotto la superficie, dove la probabilità di un danneggiamento da fatica da contatto è maggiore. L'evoluzione del danneggiamento è caratterizzata da due diverse fasi: la fase di nucleazione e quella di propagazione. Una tipica distribuzione di sforzi di contatto è mostrata in Figura 3.11 [45]. La profondità del massimo sforzo tangenziale è all'incirca pari alla semi lunghezza dell'area in cui agiscono le pressioni di contatto, tuttavia, con l'aumentare delle forze tangenziali o di trazione, il massimo sforzo si avvicina alla superficie. Con l'aumentare dei cicli di fatica, le

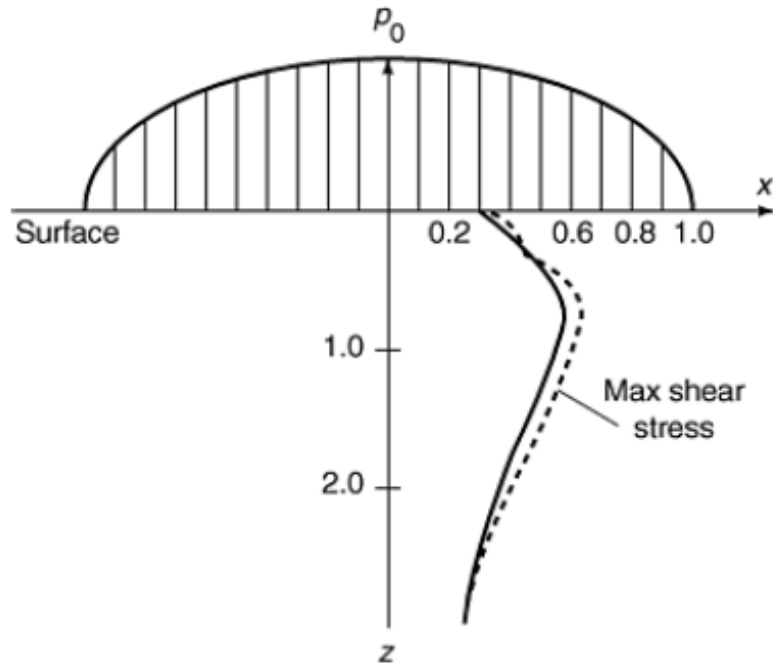


Figura 3.11: Tipica distribuzione degli sforzi nella zona di contatto.

deformazioni residue si accumulano, come evidenziato dalle misurazioni ai raggi X condotte durante esperimenti di contatto con rotolamento [46]. Gli sforzi di contatto possono essere ridotti, quindi, rivestendo la superficie con appositi film duri [47]. Lo stato di tensioni residue in prossimità della superficie degli elementi in contatto può influenzare la resistenza a fatica: imponendo sforzi di compressione, infatti, la vita a fatica dei componenti rivestiti può essere aumentata, come avviene, ad esempio, applicando i processi di pallinatura e nitrurazione. Per quanto riguarda la nucleazione dei difetti e considerando che tale fenomeno è principalmente indotto dalle deformazioni plastiche che si accumulano in ogni ciclo, è stata applicata la legge di Coffin-Manson per prevedere il numero di cicli necessari al primo danneggiamento. [26]. Questa equazione mette in relazione le deformazioni cicliche e il numero di cicli necessari al danneggiamento:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\sigma'_f}{E}(2N_f)^b + \varepsilon'_f(2N_f)^c \quad (3.1)$$

E è il modulo di elasticità del materiale, $\Delta\varepsilon$ l'ampiezza della deformazione ciclica, N_f il numero di cicli necessari al primo danneggiamento, σ'_f il coefficiente di resistenza a fatica, ε'_f il coefficiente di duttilità e b e c gli esponenti di fatica e di duttilità. Un diagramma tipico che riporta le deformazioni cicliche rispetto al numero di cicli necessari al primo danneggiamento è mostrato in Figura 3.12

3.2.2 Modello di propagazione delle cricche

Una volta nucleato un difetto di fatica, la vita residua del componente dipende dalla velocità di propagazione di tale difetto. Diverse leggi di propagazione

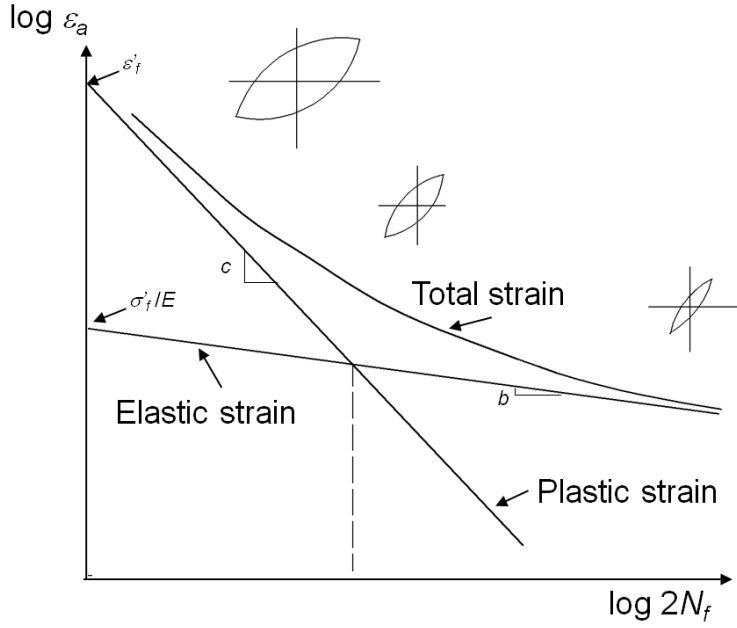


Figura 3.12: Diagramma tipico di Coffin-Manson.

sono disponibili nella letteratura scientifica, ma un esiguo numero di modelli teorici prende in considerazione gli effetti indotti dai trattamenti superficiali, come la cementazione o la deposizione di rivestimenti sottili. In questa ricerca, opportuni metodi per la valutazione del fattore di intensificazione degli sforzi di soglia e modelli per la simulazione della propagazione sub-critica sono stati adottati e applicati ai risultati delle analisi numeriche, come riportato nel capitolo 4.3. Il fattore di intensificazione di soglia è stato valutato per mezzo della teoria della meccanica della frattura micro-strutturale: *Micro-structural Fracture Mechanics* (MFM). Il fattore di intensificazione degli sforzi critico per la propagazione instabile del difetto e la velocità di propagazione al di sopra del limite sono state calcolate estendendo il campo di applicazione, di modelli sviluppati per le superfici cementate, a quelle rivestite con film sottili duri [9; 28; 48]. Il modello è stato applicato considerando l'ipotesi di non delaminazione tra il substrato e il rivestimento. Tale approccio, tuttavia, richiede la conoscenza del profilo di durezza del componente considerato e la valutazione del fattore di intensificazione degli sforzi effettivo, per mezzo di modelli ad elementi finiti. Per ciascuna lunghezza di cricca considerata, il fattore di intensificazione effettivo viene, inizialmente, paragonato ad un valore critico definito come:

$$K_{fc} = 141 - 1.64 \cdot 10^{-1} H \quad (3.2)$$

Se il fattore di intensificazione effettivo risulta superiore di quello critico, si è in presenza di propagazione instabile del difetto. Per il calcolo del parametro H , è necessaria la conoscenza delle seguenti quantità:

- H_1 : durezza superficiale [HV];
- H_2 : durezza massima [HV];
- H_3 : durezza a cuore [HV];

- d_2 : profondità di massima durezza [mm]
- d_{eff} : profondità dell'interfaccia dello strato indurito [mm]

Il parametro di durezza é calcolato come:

$$H = (H_2 - H_3)e^{-A(d_{eff}-d_2)^2} + H_3 \quad (3.3)$$

Dove:

$$A = -\frac{1}{d_2^2} \ln\left(\frac{H_1 - H_3}{H_2 - H_3}\right) \quad \text{per } d \leq d_2 \quad (3.4a)$$

$$A = -\frac{1}{(d_{eff} - d_2)^2} \ln\left(\frac{550 - H_3}{H_2 - H_3}\right) \quad \text{per } d \geq d_2 \quad (3.4b)$$

Se il fattore di intensificazione effettivo é inferiore a quello critico, non vi é propagazione instabile del difetto. Il parametro che determina se il difetto considerato é o meno nella condizione di propagare, é il fattore di intensificazione di soglia, che può essere calcolato con differenti modelli, in funzione del parametro (a_0) proposto da El-Haddad [31]. Tale parametro rappresenta la minima lunghezza di cricca per la quale non vi é l'influenza delle barriere micro-strutturali ed é calcolato con la seguente equazione:

$$a_0 = \left(\frac{\Delta K_{th,Ic}}{\beta \cdot \Delta \sigma_{w0}}\right)^2 \frac{1}{\pi} \quad (3.5)$$

Dove $\Delta \sigma_{w0}$ é il limite di fatica del materiale espresso in MPa e β il fattore di forma della cricca. Il fattore di intensificazione di soglia per cricche lunghe ($\Delta K_{th,C}$) é espresso in MPa $\sqrt{m}$ ed é stato definito in Kato et al. [28]:

$$\Delta K_{th,C} = 2.45 + 3.41 \cdot 10^{-3} H \quad (3.6)$$

In accordo con la meccanica della frattura micro-strutturale, la scelta del modello più adatto dipende dal rapporto a/a_0 tra la semi-lunghezza della cricca considerata e il parametro di El-Haddad definito nell'equazione 3.5. I tre modelli considerato sono:

- $a/a_0 \leq 3 \div 5$: modello di El-Haddad;
- $3 < a/a_0 < 10$: modello di Murakami-Endo;
- $a/a_0 \geq 10$: modello della *Linear Elastic Fracture Mechanics* (LEFM).

Con il modello proposto da El-Haddad [31], il fattore di intensificazione di soglia viene definito come:

$$\Delta K_{th} = \Delta K_{th,Ic} \sqrt{\frac{a}{a + a_0}} \quad (3.7)$$

Dove a é la lunghezza della cricca considerata. Il modello di Murakami-Endo definisce il fattore di soglia come:

$$\Delta K_{th} = 3.3 \cdot 10^3 (H + 120) \left(\sqrt{area}\right)^{1/3} \left(\frac{1-R}{2}\right)^\alpha \quad (3.8)$$

Dove $\alpha = 0.226 + H \cdot 10^{-4}$, $\sqrt{area}$ è un parametro geometrico assimilabile alla lunghezza della cricca espressa in μm e R è il rapporto di carico. Infine il modello della LEFM definisce il valore di soglia come una costante:

$$\Delta K_{th} = \Delta K_{th,C} \quad (3.9)$$

La velocità di propagazione stabile del difetto può essere valutata tramite le leggi di Paris-Erdogan [32] o Elber [49]:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K_{eff}^m \quad (3.10)$$

Dove C e m sono costanti del materiale e il fattore di intensificazione effettivo ΔK_{eff} è lo stesso di quello della nota equazione di Paris, mentre, nel modello di Elber, tale parametro consente di stimare anche gli effetti di chiusura della cricca. Recentemente, leggi per la valutazione della velocità di propagazione in ruote dentate cementate, estendibili anche ai componenti rivestiti, sono state proposte [9; 28; 48]:

$$\frac{da}{dN} = \frac{C}{1 - \rho^n} \left(\Delta K^n - \Delta K_{th}^n \right) \quad \text{per } \Delta K_{th} \leq \Delta K \leq \Delta K_C \quad (3.11a)$$

$$\frac{da}{dN} = \frac{C}{1 - \rho^n} \left(\frac{\Delta K^n K_{fc}}{K_{fc}^n - \Delta K^n} \right) \quad \text{per } \Delta K_C \leq \Delta K \leq \Delta K_{fc} \quad (3.11b)$$

Dove i parametri inclusi in queste equazioni sono calcolati come segue:

$$\rho = \frac{\Delta K_{th}}{K_{fc}} \quad (3.12a)$$

$$K_c = \sqrt{\Delta K_{th} K_{fc}} \quad (3.12b)$$

$$\Delta K_{th} = 2.45 + 3.41 \cdot 10^{-3} \cdot H \quad (3.12c)$$

$$n = 4.31 - 8.66 \cdot 10^{-3} \cdot H + 1.17 \cdot 10^{-5} \cdot H^2 \quad (3.12d)$$

$$\log(C) = -10.0 + 1.09 \cdot 10^{-2} \cdot H - 1.40 \cdot 10^{-5} \cdot H^2 \quad (3.12e)$$

3.3 Metodi statistici

Di seguito vengono illustrati i metodi statistici, applicati per l'analisi dei risultati delle prove di flessione rotante e per la procedura di ottimizzazione dei parametri del rivestimento. I test di fatica, in particolare, sono stati condotti su provini a clessidra, con la macchina di flessione rotante descritta nel capitolo 3.1.1. Il metodo staircase è stato impiegato nella conduzione delle prove e i risultati sono stati analizzati statisticamente per calcolare il valore del limite di fatica e la sua deviazione standard. Per quanto riguarda la procedura di ottimizzazione, è stato impiegato un approccio statistico per la pianificazione delle analisi numeriche e per l'analisi dei risultati, con l'obiettivo di identificare i principali parametri del rivestimento, che influenzano la fatica da contatto, e ottimizzare in tal senso il processo di deposizione.

3.3.1 Prove stair-case: analisi dei risultati

Il limite di fatica di un materiale è una variabile non deterministica, poiché è influenzata da fattori non direttamente controllabili, come ad esempio il complesso meccanismo della propagazione delle cricche, la microstruttura del materiale, la possibile presenza di difetti nel materiale, quali inclusioni e seconde fasi, e l'incertezza sul carico applicato durante la prova. Il limite di fatica può quindi essere considerato una variabile aleatoria continua, con distribuzione di probabilità normale, per la quale i principali parametri caratteristici sono la media e la deviazione standard, che devono essere calcolati dai risultati di una campagna di test. Le prove sperimentali su provini normalizzati sono state condotte secondo la normativa italiana UNI-3964 [50] e gli standard internazionali ISO-1143 [51] e ASTM E739-91[52]. Sono stati, pertanto, utilizzati provini a clessidra ed è stato applicato il metodo di prova denominato stair-case, che permette la definizione del limite di fatica e della relativa deviazione standard con un'affidabilità del 50%. Generalmente, la ripetibilità dei risultati ottenuti è garantita con un numero di provini, sottoposti al test, superiore a 15, tuttavia, un metodo stair-case di tipo ridotto può essere usato in caso di numerosità inferiore, tipicamente 9 o 7 provini. Inizialmente, deve essere condotta una prova preliminare per stimare il limite di fatica del materiale, incrementando progressivamente il carico, sullo stesso provino, fino alla sua rottura. Per le successive prove, deve essere definito un opportuno passo di incremento del carico (d), il cui valore deve essere dello stesso ordine della deviazione standard (s), che non è nota a priori ($0.5s < d < 2s$). Generalmente, sono utilizzati passi di variazione compresi tra 10 e 20 MPa. Ogni provino viene, poi, testato a diversi livelli di carico per un numero di cicli fissato, ad esempio 2×10^5 , 10^6 o 10^7 , con il seguente criterio: se il provino, sottoposto ad un certo livello di carico, si rompe, il successivo deve essere provato al livello di carico immediatamente inferiore, in caso contrario, il livello di carico immediatamente superiore deve essere applicato. Per il calcolo del limite di fatica, vengono considerati solo gli eventi (rottura o non-rottura) meno frequenti. Il valor medio del limite di fatica è dato da:

$$\sigma_{D(50\%)} = \sigma_0 + d \left(\frac{A}{N} \pm 0.5 \right) \quad (3.13)$$

Dove σ_0 è il livello di sforzo applicato più basso, d è il passo di variazione scelto, $N = \sum n_i$ è il numero totale degli eventi meno frequenti e $A = \sum i \cdot n_i$ è la somma dei prodotti del numero degli eventi meno frequenti per ciascun livello e il numero d'ordine del livello stesso. Il numero d'ordine viene calcolato assegnando il numero 0 al livello più basso. Nell'equazione 3.13, il segno meno viene adottato se l'evento meno frequente è la rottura, al contrario il segno viene adottato il segno più. La deviazione standard è definita come:

$$s = 1.62 \cdot d \left(\frac{N \cdot B - A^2}{N^2} + 0.029 \right) \quad \text{per} \quad \frac{N \cdot B - A^2}{N^2} \geq 0.3 \quad (3.14a)$$

$$s = 0.53 \cdot d \quad \text{per} \quad \frac{N \cdot B - A^2}{N^2} < 0.3 \quad (3.14b)$$

Dove $B = \sum i^2 \cdot n_i$. Le informazioni, riguardanti il materiale, il tipo di sezione, le condizioni di prova e i dettagli dei risultati sperimentali e delle analisi statistiche,

possono essere riassunte in un report della prova condotta. I risultati di ciascun test, i livelli di sforzo applicati e i parametri utilizzati nelle equazioni 3.13 e 3.14 possono essere riportate in una opportuna tabella. Generalmente, un evento positivo (non rottura) viene indicato in tabella con il simbolo O, mentre per la rottura si utilizza il simbolo X. Il limite di fatica, infine, deve essere riportato approssimandone il valore al multiplo di 5 MPa più vicino. Per un numero basso di provini, ovvero minore

Tabella 3.4: Valori del parametro k usato nel metodo stair-case ridotto per un numero di provini da 2 a 6.

N	Seconda parte della serie	k per le serie la cui prima parte é					s
		O	OO	OOO	OOOO		
2	X	-0.500	-0.388	-0.378	-0.377	O	0.88d
3	XO	0.842	0.890	0.894	0.894	OX	0.76d
	XX	-0.178	0.000	0.026	0.028	OO	
4	XOO	0.299	0.314	0.315	0.315	OXX	0.67d
	XOX	-0.500	-0.439	-0.432	-0.432	OXX	
	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	0.61d
	XOOX	-0.878	-0.861	-0.860	-0.860	OXXO	
	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	OXXX	
	XXOX	-0.305	-0.169	-0.144	-0.142	OOXO	
	XXXO	1.288	1.500	1.544	1.549	OOOX	
	XXXX	0.555	0.879	0.985	1.000	OOOO	
6	XOOOO	-0.547	-0.547	-0.547	-0.547	OXXXX	0.56d
	XOOO	-1.250	-1.247	-1.246	-1.246	OXXXO	
	XOOO	-1.250	-1.247	-1.246	-1.246	OXXXO	
	XOOXO	0.372	0.380	0.381	0.381	OXXOX	
	XOOXX	-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	OXXXO	
	XOXXO	1.169	1.237	1.247	1.248	OXOXO	
	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	OOXOO	
	XXXOO	0.500	0.648	0.678	0.681	OOOXX	
	XXXOX	-0.043	0.187	0.244	0.252	OOOXO	
	XXXXO	1.603	1.917	2.000	2.014	OOOOX	
	XXXXX	0.893	1.329	1.465	1.496	OOOOO	
		X	XX	XXX	XXXX	Seconda parte della serie	
		$-k$ per le serie la cui prima parte é					

di 15, il metodo stair-case ridotto può essere utilizzato. Questo metodo consente di stimare il limite di fatica in maniera pressoché indipendente dalla scelta del livello di sforzo di partenza con una deviazione standard ridotta. La numerosità del campione deve essere definita in funzione delle prime prove e utilizzando una particolare lista di stimatori per ogni specifica sequenza di risultati. Le prove vengono condotte con

lo stesso criterio esposto precedentemente, eccetto per il fatto che il test continua per un numero totale di prove N' determinato scegliendo una dimensione nominale del campione N . Quest'ultimo parametro è pari al numero totale delle prove ridotto del numero delle risposte uguali all'inizio del test meno uno. Per esempio, in una serie che ha come risultati O,X,X,O,X,O il valore di N' è pari a 6 e, dato che la risposta è variata sin dalla prima prova, anche N è pari a 6. Una serie che ha come risultati O,O,O,X,X,O,X,O, dove ci sono tre risposte uguali all'inizio, ha N' pari a 8 e N pari a 6. Il valore medio e la deviazione standard vengono calcolati in due modi diversi, in funzione della numerosità del campione. Per N tra 2 e 6 vale:

$$\sigma_{D(50\%)} = X_f + k \cdot d \quad (3.15)$$

Dove X_f è il livello di sforzo dell'ultima prova, d è il passo scelto e k è un valore costante definito in Tabella 3.5. La deviazione standard è riportata nell'ultima colonna della stessa tabella e dipende dal numero di provini e dal passo scelto. Per un numero di prove tra 7 e 10, il valore medio del limite di fatica è dato dalla seguente equazione:

$$\sigma_{D(50\%)} = \frac{\sum X_i}{N} + \frac{d}{N}(A + C) \quad (3.16)$$

Dove X_i sono i diversi livelli e A e C sono costanti definite in Tabella 3.5. La deviazione standard in questo caso è approssimativamente $s = p\sqrt{2/N}$, dove N è il numero di prove.

Tabella 3.5: Valori delle costanti A e C usati nel metodo stair-case ridotto per un numero di provini tra 7 e 10.

$n_O - n_X$	$-A$	C per le serie la cui prima parte è			
		OO	OOO	OOOO	OOOOO
5	10.8	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	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	-10.3	3.5	4.8	5.2	5.3
$n_X - n_O$	$-A$	XX	XXX	XXXX	XXXXX
		C per le serie la cui prima parte è			

3.3.2 DACE: Design and Analysis of Computer Experiments

Il metodo *Design and Analysis of Computer Experiments* (DACE) rappresenta un approccio statistico basato sul noto metodo *Design of Experiments* (DoE), applicato ai risultati delle analisi numeriche. Questa metodologia consente di ottimizzare un processo o un componente meccanico in modo efficiente, rapido e poco dispendioso [53–57]. Il metodo in oggetto risulta particolarmente utile nell'ottimizzazione

di quei processi, che sono influenzati da numerosi parametri e, in particolare, può essere usato per l'ottimizzazione dei parametri dei rivestimenti sottili, con l'obiettivo di incrementare la resistenza meccanica dei componenti rivestiti [58]. Attraverso la selezione di alcuni parametri (variabili), che caratterizzano il processo studiato, e, dopo aver scelto opportuni livelli su cui far variare questi parametri, l'applicazione del metodo DACE consente di determinare la migliore combinazione dei livelli per ciascun parametro, in accordo con un obiettivo prefissato. La convenienza di tale metodo risiede nel numero limitato di analisi (*runs*) che è necessario prevedere, rispetto al numero totale delle combinazioni. Il metodo in oggetto, in particolare, è stato utilizzato in questa ricerca per incrementare l'affidabilità dei componenti rivestiti con tecnica PVD, rispetto ai fenomeni di fatica da contatto. Nell'applicazione del metodo sono possibili due modalità operative: quella standard e il metodo di Taguchi [59]. Con la prima, l'analisi statistica viene applicata rigorosamente ai risultati ottenuti, mentre il secondo metodo risulta più semplice e veloce e consente anche la valutazione dei fattori incontrollabili. I principali vantaggi del metodo di Taguchi sono:

- l'ottimizzazione simultanea di diversi fattori;
- l'analisi delle correlazioni tra fattori indipendenti;
- la rapidità di esecuzione;
- la possibilità di considerare anche fattori di disturbo.

L'affidabilità di tale approccio è data dal fatto che la scelta delle analisi da operare viene fatta in modo da considerare un campione rappresentativo della popolazione delle possibili combinazioni. I principali parametri usati durante l'applicazione del metodo DACE sono riassunti di seguito:

- **Fattore:** variabile indipendente dell'esperimento (variable di input) scelta secondo valutazioni ingegneristiche.
- **Livelli:** valori (sia quantitativi sia qualitativi) assunti dai fattori in un singolo esperimento.
- **Array:** combinazione di tutti i livelli e fattori in un singolo esperimento. un array può essere *full factorial*, se vengono considerate tutte le possibili combinazioni, o *fractional factorial*, se solo alcune combinazioni vengono studiate.
- **Combinazione:** singola combinazione dei diversi livelli di diversi fattori.
- **Effetti:** variabili dipendenti (variabili di output). Rappresentano i risultati di un esperimento.
- **Interazione:** mutua influenza sugli effetti delle variazioni dei fattori.
- **Main effects:** effetti di un singolo fattore in un esperimento senza considerare le mutue interazioni.

- **Fattori controllabili:** fattori che si vogliono monitorare durante un esperimento.
- **Fattori non controllati:** fattori non essenziali.
- **Noise factors:** fattori incontrollabili.
- **Noise:** effetto dei fattori incontrollabili.
- **Response table:** tabella in cui si riportano i risultati di un esperimento, ovvero le combinazioni degli effetti per i diversi fattori a differenti livelli.

Per l'applicazione del metodo DACE sono possibili diverse procedure. In questa ricerca la procedura detta *Main effect experiments (Screening experiments)* è stata utilizzata, come riportato nel capitolo 4.2, e viene descritta di seguito.

Main effect experiments (Screening experiments)

Con questa procedura, i parametri che governano un processo o la progettazione di un componente vengono analizzati senza considerare l'interazione mutua tra i fattori. Questa metodologia non consente di definire una combinazione ottima dei livelli e dei fattori, ma permette di identificare i parametri critici e di fornire un valore di riferimento per ciascun fattore analizzato. In funzione del numero di fattori e di livelli, viene definito un array di Taguchi [59], in cui le righe riportano le combinazioni dei diversi livelli, chiamati *runs*, mentre le colonne contengono i diversi fattori. Il numero delle colonne potrebbe essere maggiore del numero dei fattori, in questo caso le colonne vuote (*empty columns*) risultano utili al fine di stabilire se tutti i fattori significativi sono stati considerati. Gli effetti considerati possono essere sia numerici sia qualitativi. Le possibilità di analisi degli effetti si possono riassumere in tre famiglie:

1. *Smaller is better* (S-type): il miglior risultato è associato al valore più basso.
2. *Bigger is better* (B-type): il miglior risultato è associato al valore più alto.
3. *Normal is better* (N-type): il miglior risultato è associato al valore nominale.

Per riassumere i risultati ottenuti e facilitarne l'analisi, viene costruita una tabella detta *response table* nella quale sono riportati tutti i dati e i parametri considerati. Un esempio di diagramma lineare di Taguchi del tipo $L_8 (2^7)$ è mostrato in Figura 3.13, mentre il relativo array è riportato in Tabella 3.6. In questo esempio vengono considerati sette parametri, ciascuno variabile su due livelli; il numero totale delle possibili combinazioni è $2^7 = 128$, tuttavia, applicando il metodo di Taguchi, sono necessarie solo otto diverse analisi per avere una rappresentazione statisticamente affidabile dell'intera popolazione. L'analisi statistica dei risultati viene condotta tramite i seguenti parametri:

- **Y:** somma dei valori di ciascun effetto.
- **Y':** media dei valori di un effetto in ciascun run nel quale il relativo fattore assume uno specifico livello.



Figura 3.13: Diagramma lineare dell'array di Taguchi $L_8 (2^7)$.

Tabella 3.6: Array di Taguchi $L_8 (2^7)$.

Run no.	1	2	3	4	5	6	7
1	1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	1	2	2	2	2
3	1	2	2	1	1	2	2
4	1	2	2	2	2	1	1
5	2	1	2	1	2	1	2
6	2	1	2	2	1	2	1
7	2	2	1	1	2	2	1
8	2	2	1	2	1	1	2

- **S/N:** rapporto segnale-rumore (*signal to noise ratio*).

$$S/N = -10 \cdot \log(MSD) \quad (3.17)$$

Questo parametro misura la media e la dispersione dei risultati per ciascun run. La deviazione standard (*mean square deviation* - MSD) viene calcolata in funzione del tipo di analisi sugli effetti:

$$\text{B-type} \quad MSD = \left(\frac{\frac{1}{Y_1^2} + \frac{1}{Y_2^2} + \dots + \frac{1}{Y_n^2}}{n} \right) \quad (3.18a)$$

$$\text{S-type} \quad MSD = \left(\frac{Y_1^2 + Y_2^2 + \dots + Y_n^2}{n} \right) \quad (3.18b)$$

$$\text{N-type} \quad MSD = \left(\frac{(Y_1 - Y_0)^2 + (Y_2 - Y_0)^2 + \dots + (Y_n - Y_0)^2}{n} \right) \quad (3.18c)$$

Dove Y_i sono i valori assunti dagli effetti per ciascun run, n è il numero totale di campioni studiati per ciascun run e Y_0 è il valore nominale di riferimento.

- **S/N':** media dei valori S/N per ciascun run in cui il relativo fattore assume uno specifico livello.

Il valore ottimale del parametro S/N' è sempre quello corrispondente al valore minimo. A seguito dell'analisi dei risultati, con questo metodo è possibile ottenere una tabella in cui viene riportata l'influenza del livello assunto da ciascun fattore per definire il livello migliore e identificare i fattori maggiormente critici. Le colonne vuote, inoltre, consentono di verificare se tutti i fattori rilevanti sono stati presi

in considerazione; se i valori di Y' e S/N' , nelle colonne vuote, sono paragonabili a quelli delle altre, infatti, nessun parametro significativo é stato tralasciato. Per verificare l'accuratezza del processo di ottimizzazione condotto, é infine possibile condurre un'analisi di conferma (*confirmation run*), in cui ciascun fattore é al livello ottimo.

Capitolo 4

Modelli numerici

Una parte consistente del lavoro di ricerca ha riguardato lo sviluppo di modelli numerici avanzati per lo studio dello stato tenso-deformativo dei componenti soggetti ai fenomeni di fatica da contatto. In particolare, è stato utilizzato il metodo degli elementi finiti (*Finite Element Method*, FEM) per lo sviluppo delle analisi numeriche, tramite il codice commerciale Abaqus[®]. Sono stati sviluppati sia modelli tridimensionali sia bidimensionali di ruote dentate standard per impieghi nel settore automotive e delle ruote dentate appartenenti alla sesta marcia del cambio da competizione Ducati 1098R, descritte nel capitolo 2.3. I modelli numerici hanno consentito di riprodurre le condizioni operative delle prove condotte su tali componenti, descritte nel capitolo 3.1. Nelle simulazioni sono state considerate numerose non linearità, come ad esempio il comportamento elasto-plastico del materiale e il contatto tra i fianchi dei denti. Inoltre, è stata considerata la presenza di difetti nel materiale base e ne è stata simulata la propagazione, dovuta ai fenomeni di fatica da contatto. Nelle simulazioni condotte, è stata anche considerata la presenza del rivestimento sottile duro e del relativo stato di tensioni residue indotte dal processo di deposizione. Nei paragrafi seguenti vengono accuratamente descritti i modelli sviluppati, in termini di proprietà del materiale, interazioni, carichi, vincoli e tipo e numero di elementi, e vengono riportati i risultati ottenuti.

4.1 Nucleazione di cricche per fatica da contatto

I modelli numerici sviluppati hanno riguardato le ruote dentate standard per impieghi automobilistici, testate per mezzo del sistema di prova, descritto nel capitolo 3.1.2 e i cui risultati sperimentali sono riportati nel capitolo 6.1. Sia ruote dentate cementate sia rivestite con *CrN*-PVD sono state considerate nelle prove sperimentali e nelle analisi numeriche. I modelli FEM sviluppati possono risultare utili al fine di prevedere il comportamento rispetto ai fenomeni di fatica da contatto e sono stati utilizzati per verificare e interpretare i risultati sperimentali. La legge di Coffin-Manson è stata, in questa fase, applicata ai risultati delle analisi numeriche per prevedere il numero di cicli necessari al primo danneggiamento sui denti in contatto, come illustrato nel capitolo 3.2.1. Le ruote dentate in oggetto hanno modulo pari a 2.95 mm, 24 denti, diametro primitivo pari a 70.80 mm e spessore di 13.34 mm. I materiali considerati per il substrato e per il rivestimento sono, rispettivamente, la

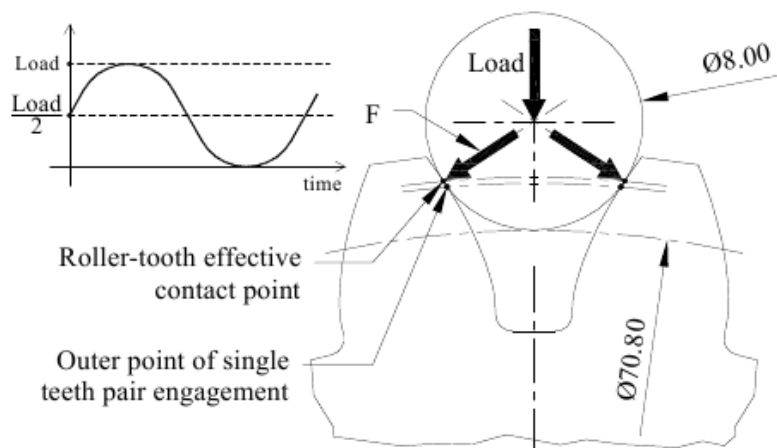


Figura 4.1: Schema di applicazione del carico per i modelli FEM su ruote dentate standard.

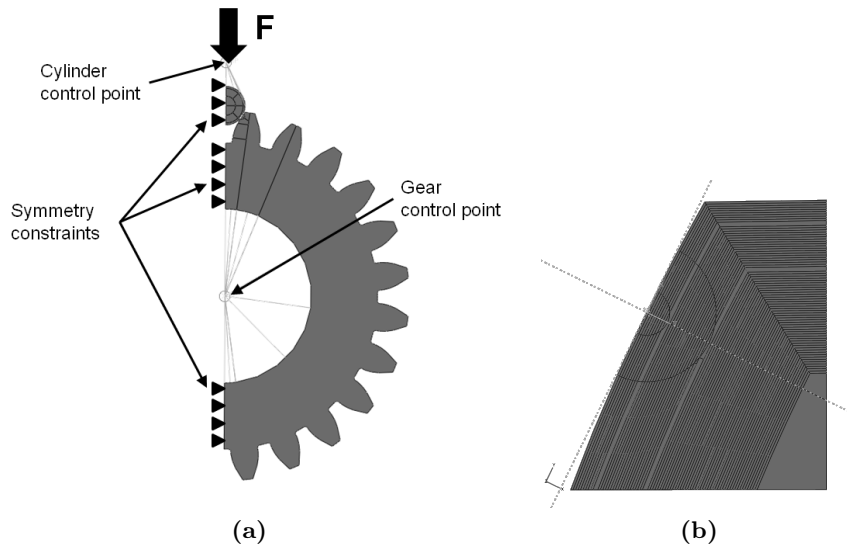
lega di acciaio ad alta resistenza UNI-18NiCrMo5 (ASTM A514) e il rivestimento ceramico *CrN* depositato con la tecnica PVD [3]. Nello stato di fornitura, la lega di acciaio ha un limite di snervamento pari a 690 MPa e un limite di rottura 828 MPa, inoltre, lo strato superficiale è trattato tramite una cementazione con profondità efficace compresa nell'intervallo 0.5-0.6 mm. Per quanto riguarda il rivestimento sottile impiegato, la sua durezza superficiale è pari a 700 HV e lo spessore depositato è di 10 μm . Le condizioni di prova, riprodotte con i modelli numerici, prevedono di sollecitare i denti tramite l'introduzione, tra due denti adiacenti, di un cilindro di 8 mm di diametro, soggetto al carico assiale della macchina di prova. Il contatto avviene in prossimità del punto di contatto singolo più esterno, che rappresenta la condizione di carico più critica durante l'ingranamento. Uno schema delle condizioni di carico è mostrato in Figura 4.1. Il materiale del rullo cilindrico è la lega di acciaio UNI-100Cr6 (AISI E 52100) con trattamento di indurimento, che ha carico di snervamento e rottura pari a 1650 MPa e 1900 MPa, rispettivamente, e durezza superficiale di 848 HV.

4.1.1 Descrizione del modello

I modelli numerici, sviluppati per l'analisi dello stato tenso-deformativo nella zona di contatto, sono di tipo bidimensionale in stato di deformazione piana. Assumendo, infatti, che la pressione di contatto agisca in modo uniforme lungo lo spessore dei denti, la sola sezione trasversale è rappresentativa del problema e, dato lo spessore dei denti, l'ipotesi di deformazione piana può essere ritenuta accettabile. La geometria, i carichi e i vincoli risultano simmetrici rispetto ad un asse verticale, pertanto, solo le metà della ruota dentata e del cilindro sono state modellate. Il foro interno della ruota dentata e la superficie esterna del cilindro sono state vincolate a due punti di riferimento, tramite dei connettori cinematici; tramite tali punti di riferimento la ruota dentata è stata incastrata, mentre per il cilindro è stato considerato un carrello che ne lasciasse libera la traslazione verticale. Opportuni vincoli di simmetria sono stati, inoltre, considerati lungo il piano di taglio. Un carico verticale

Tabella 4.1: Carichi applicati nei modelli numerici per la valutazione della fatica da contatto e nei test sperimentali su ruote dentate automobilistiche standard.

Carico di prova [kN]	Carico nel modello FEM [kN]
0.625	0.3125
1.25	0.625
2.5	1.25
5	2.5
10	5
15	7.5

**Figura 4.2:** Geometria, carichi e vincoli per i modelli FEM su ruote dentate automobilistiche (a); dettaglio delle partizioni realizzate per l'applicazione delle tensioni residue (b).

concentrato è stato poi applicato sulla sommità del cilindro. In Figura 4.2.(a) sono mostrati la geometria del modello, i carichi e i vincoli. Considerando l'assunzione di simmetria, i carichi applicati sono stati la metà di quelli impiegati nei test. In Tabella 4.1 sono riportati i valori dei carichi menzionati. Gli sforzi residui, indotti dal processo PVD e dalla cementazione, sono stati simulati introducendo delle condizioni di sforzo iniziale (*pre-stress*) nel rivestimento e in opportune partizioni realizzate nello strato al di sotto della superficie del dente, come mostrato in Figura 4.2.(b). In accordo con il comportamento fragile dei materiali ceramici, per il rivestimento è stato adottato un comportamento di tipo lineare-elastico, mentre, date le ridotte deformazioni plastiche consentite, per il rullo cilindrico è stato considerato un comportamento elastico-perfettamente plastico. La caratteristica elasto-plastica del materiale delle ruote dentate è stata invece completamente riprodotta [60; 61]. Riguardo le tensioni residue dovute al processo PVD e alla cementazione, i massimi valori di sforzo imposti sono stati pari a -2400 MPa e -150 MPa, rispettivamente per le ruote rivestite e cementate. I profili delle tensioni residue assunti sono mostrati

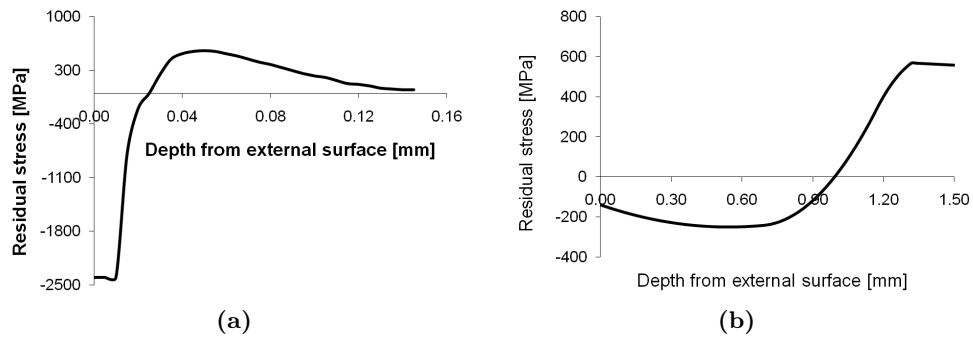


Figura 4.3: Profilo delle tensioni residue indotte dal trattamento CrN-PVD (a) e dalla cementazione (b) per le ruote dentate standard.

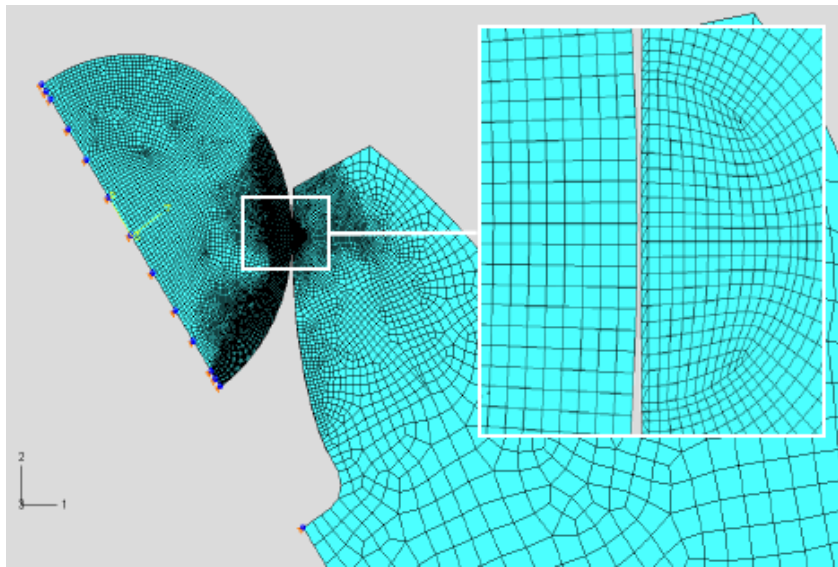


Figura 4.4: Dettaglio della mesh per i modelli numerici di ruote dentate standard.

in Figura 4.3. Per riprodurre l'assenza di lubrificazione, il coefficiente di attrito considerato nel contatto è stato pari a 0.5. La tecnica del *submodelling*, con la quale viene analizzata accuratamente una porzione ridotta del modello, basandosi sugli spostamenti ottenuti da un'analisi globale, è stata impiegata per raffinare l'analisi nella zona di contatto. Gli elementi utilizzati sono stati i quadrilateri a quattro nodi con funzione di forma lineare (CPE4), per il substrato, e i triangoli a tre nodi con funzione di forma lineare (CPE3), per il rivestimento (Figura 4.4). Complessivamente, l'analisi ha riguardato il processamento di più di 40000 gradi di libertà per ciascuna condizione di carico.

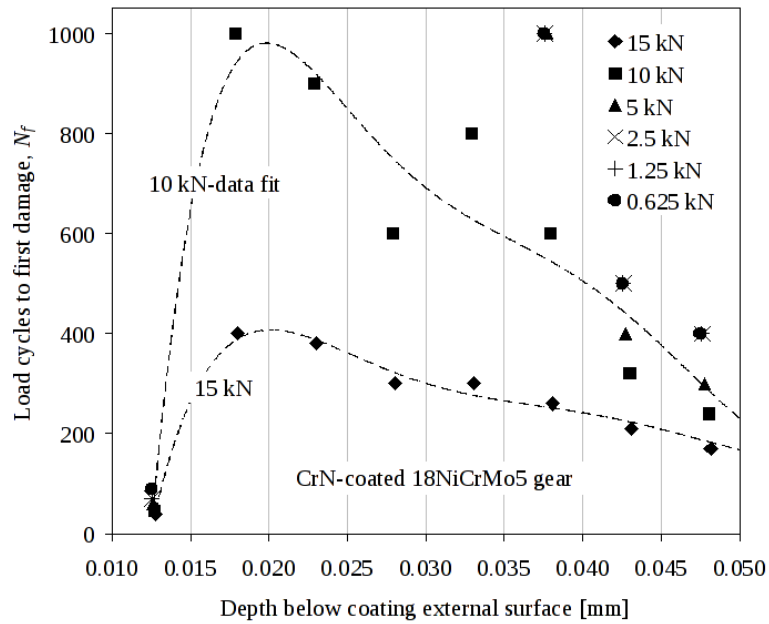
4.1.2 Risultati

La distribuzione degli sforzi e delle deformazioni nella zona di contatto è stata utilizzata per la previsione del numero di cicli necessari al primo danneggiamento, in entrambe le tipologie di ruote, applicando la legge di Coffin-Manson, illustrata nel

Tabella 4.2: Parametri dell'equazione di Coffin-Manson per la lega di acciaio UNI-18NiCrMo5 (ASTM A514).

Coefficiente di resistenza a fatica [MPa]	σ'_f	1890
Coefficiente di duttilità	ϵ'_f	0.848
Esponente di fatica	b	-0.115
Esponente di duttilità	c	-0.734

capitolo 3.2.1. I parametri del materiale considerati in tale equazione sono riportati in Tabella 4.2 [62]. I principali risultati sono riassunti nelle Figure 4.5 e 4.6, in cui é riportato il numero di cicli per il primo danneggiamento, a partire dalla superficie fino al substrato interno, per ciascun livello di carico. Il minimo valore di N_f si rileva in prossimità della superficie esterna, sia per le ruote rivestite sia per le non rivestite. Il numero di cicli minimo necessari al primo danneggiamento, calcolato con un carico di 0.625 kN, é risultato superiore a 10000 per le ruote cementate, mentre per carichi più alti si sono ricavati valori di N_f estremamente bassi, circa 300, per entrambe le tipologie di ruote considerate. Le analisi numeriche hanno evidenziato, inoltre, che le deformazioni massime, che portano al danneggiamento iniziale, sono localizzate in corrispondenza della superficie esterna, per le ruote cementate, e all'interfaccia substrato-rivestimento, per quelle rivestite; questo risultato é probabilmente dovuto all'elevato coefficiente di attrito causato dall'assenza di lubrificazione. Gli sforzi

**Figura 4.5:** Diagramma del numero di cicli necessari al primo danneggiamento rispetto alla profondità, per le ruote standard rivestite [3].

tangenziali al di sotto del fianco del dente sono mostrati nelle Figure 4.7 e 4.6, rispettivamente per le ruote rivestite e cementate.

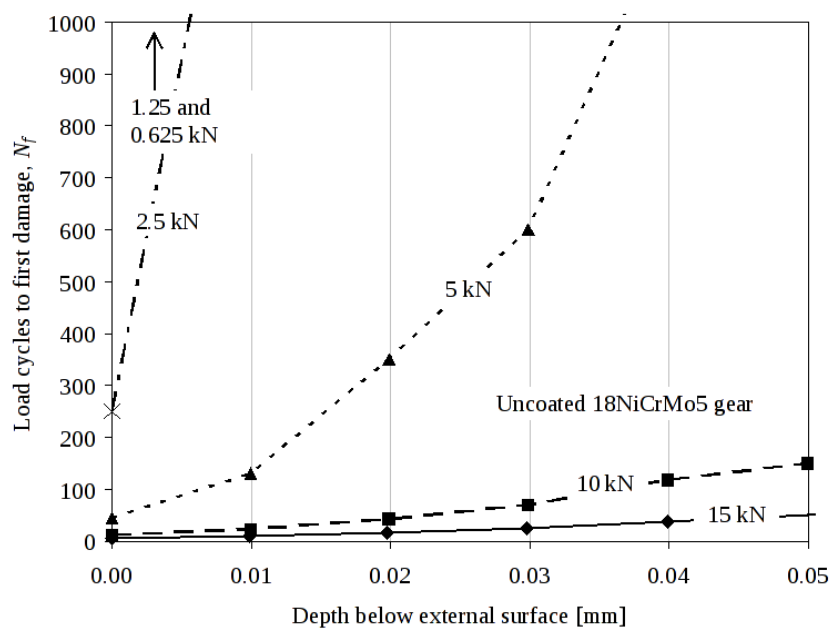


Figura 4.6: Diagramma del numero di cicli necessari al primo danneggiamento rispetto alla profondità, per le ruote standard cementate [3].

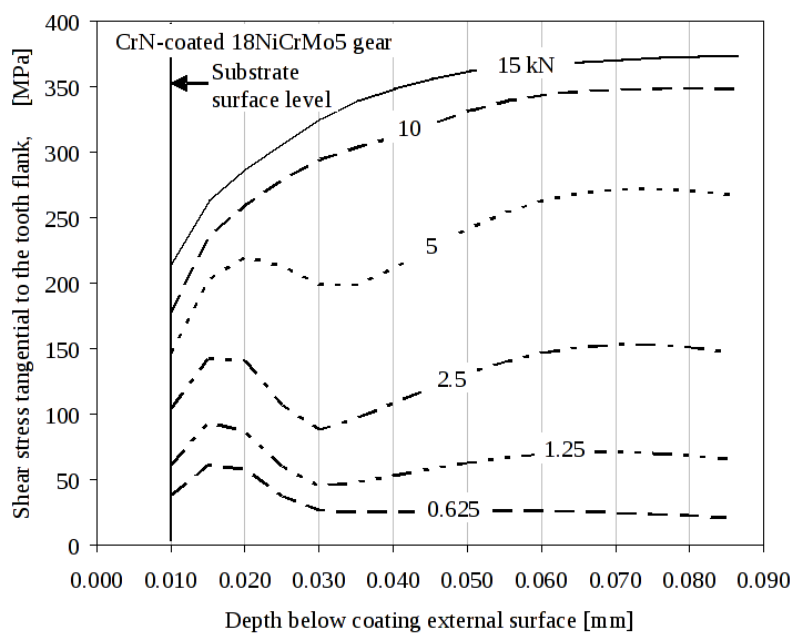


Figura 4.7: Diagramma degli sforzi tangenziali rispetto alla profondità, per le ruote standard rivestite [3].

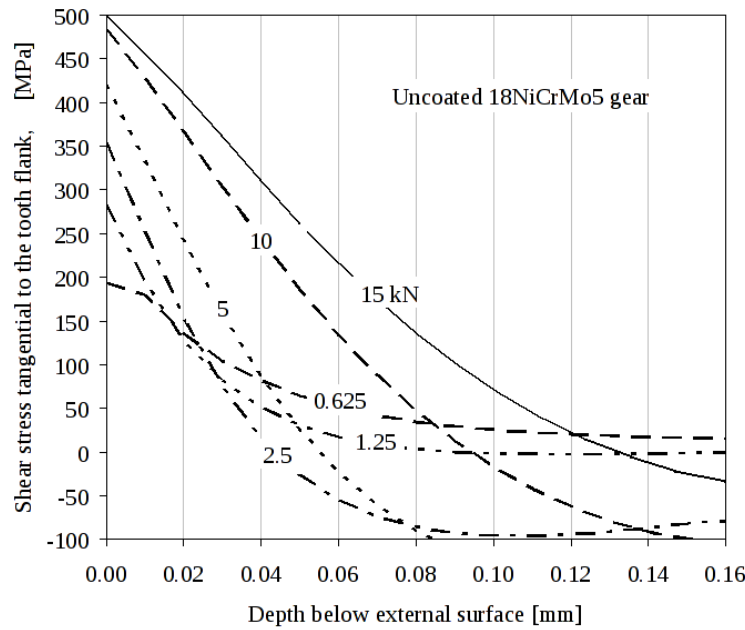


Figura 4.8: Diagramma degli sforzi tangenziali rispetto alla profondità, per le ruote standard cementate [3].

4.2 Studio parametrico del rivestimento

In questo paragrafo viene descritta l'applicazione del metodo DACE, illustrato nel capitolo 3.3.2, per l'ottimizzazione dei parametri del rivestimento rispetto alla resistenza alla fatica da contatto di ruote dentate rivestite, considerando i modelli teorici precedentemente descritti nel capitolo 3.2.1. Sono stati considerate, come variabili caratteristiche per descrivere il rivestimento: il modulo di elasticità, lo spessore e due parametri tipici del profilo di tensioni residue. Inoltre, sono stati presi in considerazione diversi materiali base, come l'acciaio e il titanio. La procedura proposta consente di ottimizzare le proprietà del rivestimento con l'obiettivo di sostituire le tradizionali leghe di acciaio con leghe leggere rivestite, in quelle applicazioni, in cui l'uso di componenti alleggeriti può portare ad un significativo incremento delle prestazioni. Nello studio condotto sono state prese in considerazione le ruote dentate della sesta marcia della motocicletta da competizione Ducati 1098R, dal punto di vista dell'effetto di un rivestimento PVD sulla fatica da contatto. La metodologia DACE consente di valutare la combinazione migliore dei seguenti parametri: modulo di elasticità (E_{coat}) e spessore del rivestimento (t_{coat}), valore massimo dello sforzo superficiale di compressione ($\sigma_{res,sur}$) e profondità a cui gli sforzi diventano di trazione (d_{inv}). Come materiale base per le ruote dentate sono stati considerati la lega di titanio Ti-6Al-4V e la tradizionale lega di acciaio UNI EN-16NiCr11 (AISI 3415), attualmente impiegata per la realizzazione delle ruote dentate. La lega di titanio, in particolare, viene impiegata in numerose applicazioni, ma la sua ridotta resistenza ad usura, rende necessario, per il suo utilizzo come materiale per ruote dentate, l'impiego di opportuni trattamenti superficiali, come la nitrurazione o il rivestimento PVD. Con riferimento al capitolo 3.3.2, l'approccio statistico DACE é

Tabella 4.3: Livelli dei parametri scelti per l'analisi DACE sulle ruote dentate.

Fattori	Livelli		
	1	2	3
E_{coat} [MPa]	150	250	350
t_{coat} [μm]	1	3	5
$\sigma_{res,sur}$ [MPa]	-2500	-1750	-1000
d_{inv} [mm]	0.010	0.015	0.020

Tabella 4.4: Array di Taguchi L_9 (3^4) usato per le analisi DACE sulle ruote dentate rivestite.

Run no.	E_{coat}	t_{coat}	$\sigma_{res,sur}$	d_{inv}
1	1	1	1	1
2	1	2	2	2
3	1	3	3	3
4	2	1	2	3
5	2	2	3	1
6	2	3	1	2
7	3	1	3	2
8	3	2	1	3
9	3	3	2	1

stato impiegato tramite il metodo di Taguchi, per identificare i parametri più critici del film sottile ceramico, che influenzano il comportamento a fatica dei componenti rivestiti. In particolare, è stato scelto l'array di Taguchi L_9 (3^4), che consente di ottimizzare quattro fattori variabili su tre livelli, richiedendo solo nove analisi rispetto alle $3^4 = 81$ possibili combinazioni. Nessuna colonna vuota (*empty column*) è stata lasciata, dato che tutti i possibili parametri del rivestimento sono stati considerati. Nelle Tabelle 4.3 e 4.4 sono riportati i parametri e i relativi livelli considerati e la combinazione di ciascun livello, per ogni analisi condotta. Lo sforzo residuo massimo di compressione è stato fatto variare tra 0.8 e 3 GPa, mentre gli spessori del rivestimento sono stati considerati tra 1 e 5 μm , dato che spessori elevati si sono già dimostrati inefficaci se soggetti a fatica da contatto[8]. Il coefficiente di Poisson del rivestimento è stato posto pari a 0.20 [11]. La Figura 4.9 mostra un esempio di un profilo di tensioni residue auto-equilibrate assunto nei modelli numerici. Con riferimento al capitolo 3.3.2, in questo studio è stata adottata la modalità *Bigger is better* (B-type) per il calcolo della deviazione standard (MSD). L'obiettivo scelto, infatti, è stata la massimizzazione del numero di cicli necessari al primo danneggiamento del fianco del dente. L'equazione 3.18 è stata, quindi, utilizzata per il calcolo del parametro MSD. Conoscendo tale valore, è possibile determinare i parametri S/N , Y e S/N' , che misurano sia l'entità sia la dispersione degli effetti calcolati.

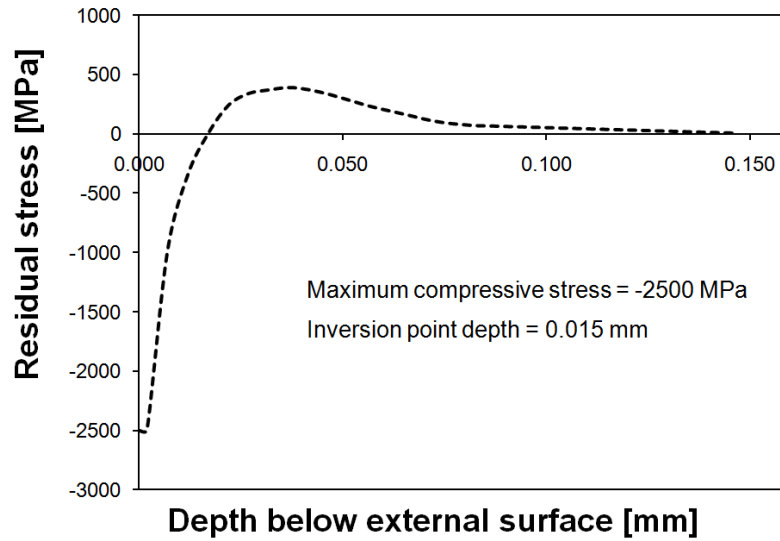


Figura 4.9: Esempio di un profilo di tensioni residue considerato nelle analisi DACE sulle ruote dentate rivestite [1].

Tabella 4.5: Principali caratteristiche meccaniche dei materiali considerati come substrato nell'analisi DACE sulle ruote dentate.

Materiale	Densità [kg/m^3]	Modulo elastico [MPa]	Coeff. di Poisson	YS [MPa]	UTS [MPa]
16NiCr11	7800	206000	0.28	785	1030-1280
Ti-6Al-4V	4500	113000	0.34	880	950

4.2.1 Descrizione del modello

Per valutare lo stato tenso-deformativo nell'area in cui si verifica il contatto tra i denti, sono stati realizzati accurati modelli tridimensionali ad elementi finiti. Come riportato in precedenza, è stata assunta l'ipotesi di non delaminazione tra il rivestimento e il substrato, quindi gli spostamenti relativi tra i nodi di interfaccia sono stati impediti. Le caratteristiche meccaniche delle leghe metalliche considerate come substrato sono elencate in Tabella 4.5. Le ruote dentate considerate hanno modulo pari a 2.5 mm e spessore pari a 13 mm. Il pignone ha 25 denti e un diametro primitivo pari a 64.89 mm, mentre la ruota condotta ha 22 denti e un diametro primitivo di 57.10 mm. Nei modelli è stata considerata, data la curva di potenza del motore, la coppia massima di esercizio (244 Nm) trasmessa attraverso questa coppia di ruote. In Figura 4.10, sono mostrate la geometria, le condizioni al contorno e i carichi applicati nei modelli numerici sviluppati. Le ruote dentate sono state posizionate in modo che il contatto fosse prossimo al punto di contatto singolo più esterno e la coppia è stata applicata distribuendo opportune pressioni sugli innesti frontali del pignone. La ruota condotta è stata completamente bloccata, mentre la rotazione del pignone è stata lasciata libera per poter applicare la coppia sollecitante. Nell'area di contatto il numero degli elementi è stato opportunamente infittito, come mostrato in Figura 4.10.(b). Per aumentare l'accuratezza dei risultati

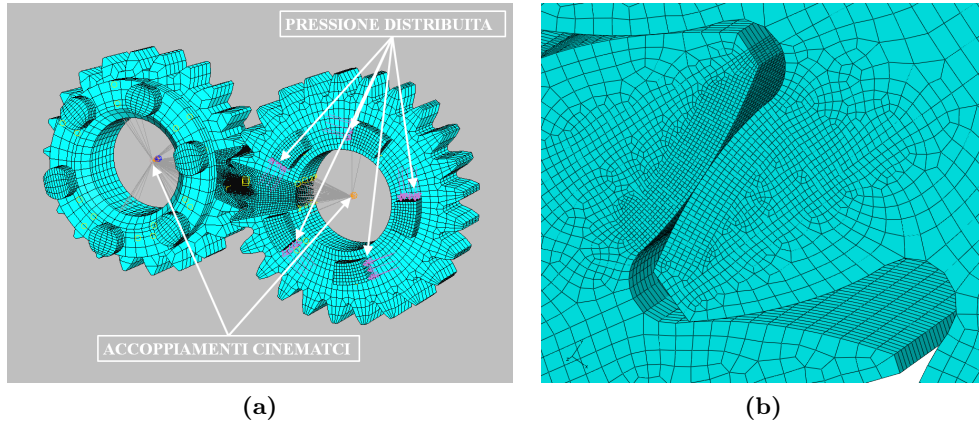


Figura 4.10: Modello tridimensionale del pignone e della ruota condotta con l'indicazione dei carichi, dei vincoli e della mesh (a); dettaglio dell'area di contatto (b).

nell'area di contatto dei denti, è stata impiegata la tecnica del *submodeling*, descritta in precedenza. Entrambi i profili di tensione residue, indotti dal processo PVD e dalla cementazione, sono stati specificati con opportune condizioni di sollecitazione iniziale in superficie e nel substrato. La geometria del *submodel* e la sua posizione sul fianco del dente del pignone sono mostrate in Figura 4.11. Per il metallo base sono stati utilizzati elementi esaedrici a otto nodi con funzioni di forma lineare (C3D8), mentre per il rivestimento, dato il suo ridotto spessore, sono stati impiegati modelli *shell* a quattro nodi con comportamento membranale (M3D4). Per la definizione dell'interazione di contatto, è stato assunto un coefficiente di attrito pari a 0.1, per simulare la presenza di lubrificante. Il comportamento ciclico del materiale di substrato (addolcimento ciclico per la lega di acciaio e incrudimento per quella di titanio) è stato completamente modellato, assegnando al materiale una caratteristica descritta dall'equazione di Ramberg-Osgood:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \alpha \frac{\sigma_{YS}}{E} \left(\frac{\sigma}{\sigma_{YS}} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (4.1)$$

Come riportato in precedenza, l'obiettivo dell'analisi è stato quello di massimizzare il numero di cicli necessari al primo danneggiamento, calcolato per ciascuna analisi con l'equazione di Coffin-Manson, riportata nel capitolo 3.2.1. I parametri del materiale considerati nelle equazioni di Ramberg-Osgood e di Coffin-Manson sono elencati in Tabella 4.6. Il numero di cicli necessari al primo danneggiamento è stato, quindi, calcolato introducendo i valori di deformazione ricavati dall'analisi numerica.

4.2.2 Risultati

I valori degli sforzi e delle deformazioni nell'area di contatto sono stati accuratamente valutati, considerando sia gli sforzi equivalenti di von Mises sia le deformazioni principali elastiche e plastiche. Un esempio di mappa degli sforzi equivalenti di von Mises, per una ruota condotta in titanio a seguito del contatto, è mostrata in Figura 4.12, dove è possibile notare la distribuzione non uniforme del contatto lungo lo spessore del dente dovuta alla particolare geometria delle ruote in esame. Il numero

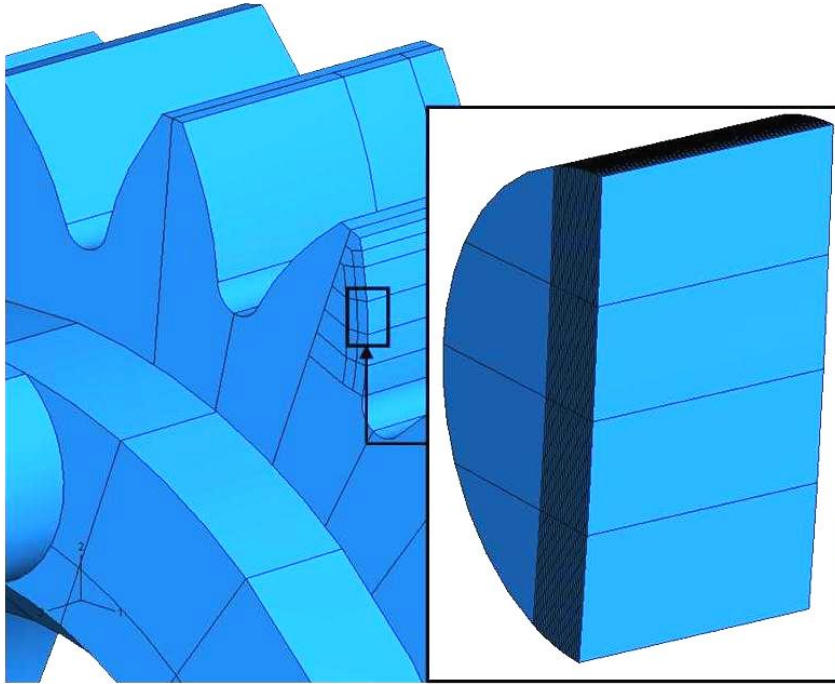


Figura 4.11: Dettaglio del *submodel* con l'indicazione della sua posizione nel modello FEM, per l'analisi DACE sulle ruote dentate.

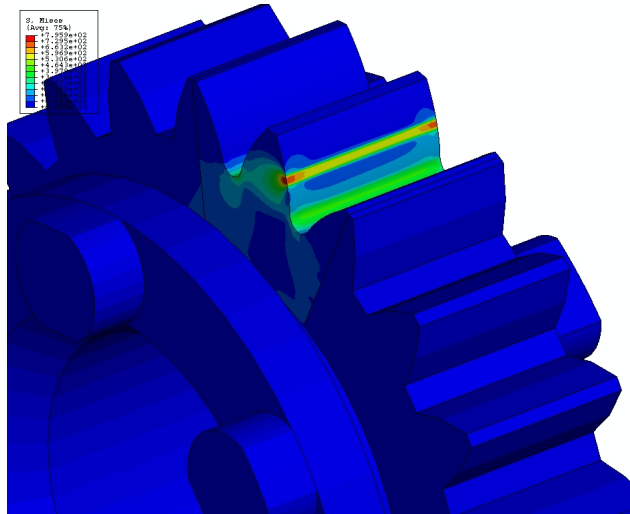


Figura 4.12: Mappa degli sforzi equivalenti di von Mises [MPa] in una ruota dentata in titanio rivestito, per le analisi DACE.

di cicli necessari al primo danneggiamento (N_f), dalla superficie di contatto esterna fino al substrato, è stato l'effetto (Y) analizzato con la modalità B-type. I risultati ottenuti hanno mostrato come il minimo valore di N_f si ottenga circa alla stessa profondità per tutti i modelli analizzati. In particolare, sono stati ottenuti numeri di cicli pari a circa 425 e 6400, rispettivamente per le ruote in acciaio e in titanio, ad una profondità di 0.15 mm, ovvero al di sotto del campo di tensioni residue. Il

Tabella 4.6: Parametri dei materiali di substrato inclusi nelle equazioni di Ramberg-Osgood e Coffin-Manson, per l'analisi DACE sulle ruote dentate

Parametri	Materiale	
	16NiCr11	Ti-6Al-4V
α	25	0.770
σ'_f	1.890	2.030
ε'_f	0.848	0.841
b	-0.115	-0.104
c	-0.734	0.688

basso numero di cicli, ottenuto per le ruote in acciaio rivestite, è dovuto, con tutta probabilità, al comportamento addolcente della lega di acciaio considerata e al fatto che non è stato possibile simulare il trattamento di cementazione eventualmente presente. Il numero di cicli necessario al primo danneggiamento e la sua posizione non è, pertanto, risultato influenzato dal campo di tensioni residue; il ridotto effetto della variazione delle tensioni residue era stato già evidenziato in precedenti lavori [10; 11]. Il numero di cicli (N_f) minimo è stato comunque calcolato nella zona di influenza delle tensioni residue e nelle Tabelle 4.7 e 4.8 vengono riportati i valori degli effetti e i parametri necessari all'analisi statistica, descritti nel capitolo 3.3.2. Riguardo le ruote in titanio rivestito, la migliore combinazione è risultata la nona, con le variabili poste ai seguenti livelli: modulo elastico e spessore del rivestimento paria a 350 GPa e 5 μm , massimo sforzo di compressione di -1750 MPa e punto di inversione delle tensioni residue a 0.010 mm sotto la superficie. L'applicazione del metodo DACE ha, quindi, dimostrato che un rivestimento rigido e spesso può risultare utile nella prevenzione dei fenomeni di fatica da contatto e che lo spessore e il modulo di elasticità del rivestimento sono i parametri maggiormente influenti, rispetto a quelli riguardanti il profilo di tensioni residue. Tuttavia, per supportare un rivestimento molto rigido e spesso, ci si aspetta che sia necessario un substrato indurito; inoltre, con un rivestimento ad alto spessore, si può incorrere più facilmente nei fenomeni di frattura o delaminazione del film [8]. I risultati ottenuti per le ruote in acciaio hanno confermato quanto visto per quelle in titanio: la migliore combinazione, infatti, è risultata quella con il rivestimento più rigido e di maggior spessore, anche se l'influenza di questi parametri è inferiore rispetto a quanto evidenziato in precedenza. La minore differenza tra il modulo elastico del substrato in acciaio e di quello del rivestimento, rispetto a quanto avviene per le ruote in titanio, potrebbe essere la causa di questa minore influenza sugli effetti dei parametri caratteristici del rivestimento. La procedura sviluppata, quindi, costituisce uno strumento efficace per la definizione della migliore combinazione dei livelli per i parametri che caratterizzano sia il rivestimento sia il substrato. Infine, le leghe leggere e, in particolare le leghe di titanio, possono essere ragionevolmente prese in considerazione per ulteriore studi sulla fatica da contatto.

Tabella 4.7: *Response table* per le ruote dentate in titanio rivestito.

Run no.	Y	MSD	S/N		Livello	Y'	S/N'	$\Delta(S/N)'$
1	103000	9.43E-11	100.26	E_{coat}	1	114667	100.16	1.22
2	115000	7.56E-11	101.21		2	124000	101.84	
3	126000	6.30E-11	102.01		3	132333	102.38	
4	113000	7.83E-11	101.06	t_{coat}	1	109667	100.79	1.97
5	121000	6.83E-11	101.66		2	123667	101.83	
6	138000	5.25E-11	102.80		3	137667	102.76	
7	113000	7.83E-11	101.06	$\sigma_{res,sur}$	1	125333	101.89	0.338
8	135000	5.49E-11	102.61		2	125667	101.91	
9	149000	4.50E-11	103.46		3	120000	101.57	
				d_{inv}	1	124333	101.79	0.201
					2	122000	101.69	
					3	124667	101.89	

Tabella 4.8: *Response table* per le ruote dentate in acciaio rivestito.

Run no.	Y	MSD	S/N		Livello	Y'	S/N'	$\Delta(S/N)'$
1	1670	3.59	64.45	E_{coat}	1	1733	64.77	0.33
2	1740	3.30E-07	64.81		2	1748	64.85	
3	1790	3.12E-07	65.06		3	1801	65.11	
4	1703	3.45E-07	64.62	t_{coat}	1	1700	64.61	0.53
5	1757	3.24E-07	64.90		2	1774	64.98	
6	1785	3.14E-07	65.03		3	1808	65.14	
7	1728	3.35E-07	64.75	$\sigma_{res,sur}$	1	1760	64.91	0.03
8	1826	3.00E-07	65.23		2	1764	64.93	
9	1850	2.92E-07	65.34		3	1758	64.90	
				d_{inv}	1	1759	64.90	0.11
					2	1751	64.86	
					3	1773	64.97	

4.3 Propagazione delle cricche per fatica da contatto

I fenomeni di fatica da contatto, su ruote dentate rivestite ad alte prestazioni, sono stati analizzati tramite modelli numerici avanzati, con l'obiettivo di prevedere la propagazione di difetti dovuta a fatica da contatto, sia su denti rivestiti sia non rivestiti, applicando la procedura teorica proposta nei paragrafi 3.2.1 e 3.2.2. In questo caso sono stati sviluppati modelli FEM bidimensionali in cui sono state simulate le reali condizioni di contatto che avvengono in servizio. Le simulazioni hanno riguardato la propagazione di un difetto, presente nel substrato metallico, fino alla superficie esterna del dente. Anche in questo caso sono stati considerati sia substrati in titanio sia in acciaio e trattamenti superficiali di cementazione e di deposizione con tecnica PVD; in particolare, è stato analizzato un film sottile duro

di tipo WC/C. In letteratura non sono presenti significativi studi numerici sul comportamento a fatica da contatto di componenti rivestiti con PVD, ma solo analisi numeriche sulla fatica da contatto di ruote dentate non rivestite [26; 27; 63–65]. Modelli predittivi per la propagazione di cricche di fatica e di nucleazione di difetti per fatica da contatto in ruote dentate rivestite sono stati recentemente proposti [3; 12]. Nei paragrafi seguenti vengono descritti i modelli numerici sviluppati e i risultati ottenuti per la simulazione della propagazione per fatica da contatto in ruote dentate rivestite.

4.3.1 Descrizione dei modelli

I modelli numerici delle ruote dentate costituenti la sesta marcia di una motocicletta da competizione Ducati 1098R, che sono stati sviluppati, sono di tipo bidimensionale. Le caratteristiche geometriche delle ruote sono analoghe a quanto descritto in precedenza e sono riportate nel capitolo 2.3. Come per i modelli numerici descritti nell'analisi DACE, sono state considerate due diverse leghe metalliche come materiale di substrato: la lega di acciaio UNI 5331-16NiCr11 (AISI 3415), che è attualmente impiegata per la realizzazione delle ruote dentate in oggetto, e la lega di titanio alfa-beta Ti-6Al-4V. Le caratteristiche meccaniche considerate per queste leghe sono le stesse riportate in precedenza. Considerando la curva di potenza del motore Ducati 1098R, nei modelli numerici è stata applicata una coppia variabile tra 244 e 300 Nm. Sono state, pertanto, condotte due diverse analisi, con la prima è stato applicato un momento torcente di 244 Nm, che rappresenta la massima coppia di esercizio, mentre nel secondo tipo di modello è stata applicata una coppia di 300 Nm, pari cioè ad un incremento del 20% del carico, per studiare le prestazioni del rivestimento e del metallo base anche in condizioni di sovraccarico. Sia il pignone sia la ruota rivestita sono state completamente modellate, senza quindi considerare alcuna simmetria. La mesh è stata affinata opportunamente nella zona di contatto e le ruote dentate sono state posizionate in modo da avere, inizialmente, due denti in presa. La rotazione del pignone è stata lasciata libera, mentre alla ruota condotta, è stata imposta una opportuna rotazione, in direzione opposta alla coppia. Diversi step di rotazione, di circa 0.85° , sono stati impiegati per simulare la trasmissione del moto su tutto l'arco di contatto. In Figura 4.13 è mostrato il modello sviluppato, con l'indicazione dei carichi, dei vincoli e dell'infillimento della mesh nella zona di contatto.

Come descritto in precedenza, anche in questo caso è stata utilizzata la tecnica del *submodeling* per incrementare l'accuratezza dei risultati nell'area di contatto. Le tensioni residue, dovute al processo PVD-WC/C e alla cementazione, sono state opportunamente introdotte nei modelli [66]. È stata considerata la presenza di un difetto iniziale, parallelo al fianco del dente, con lunghezza pari a $5\text{ }\mu\text{m}$, che è inferiore alla dimensione dei grani per le leghe metalliche scelte, rispettivamente pari a $25\text{ }\mu\text{m}$ e $65\text{ }\mu\text{m}$ per la lega di titanio e per quella di acciaio [67]. La posizione e l'orientamento del difetto iniziale sono stati assunti in accordo con un possibile iniziale danneggiamento dovuto a fatica da contatto. Per prevenire la compenetrazione delle facce della cricca, sono stati utilizzate apposite proprietà di contatto con coefficienti di attrito pari a 0.1 e 0.3 rispettivamente per il titanio e per l'acciaio. Elementi del tipo quadrilateri a quattro nodi, con funzioni di forma lineari

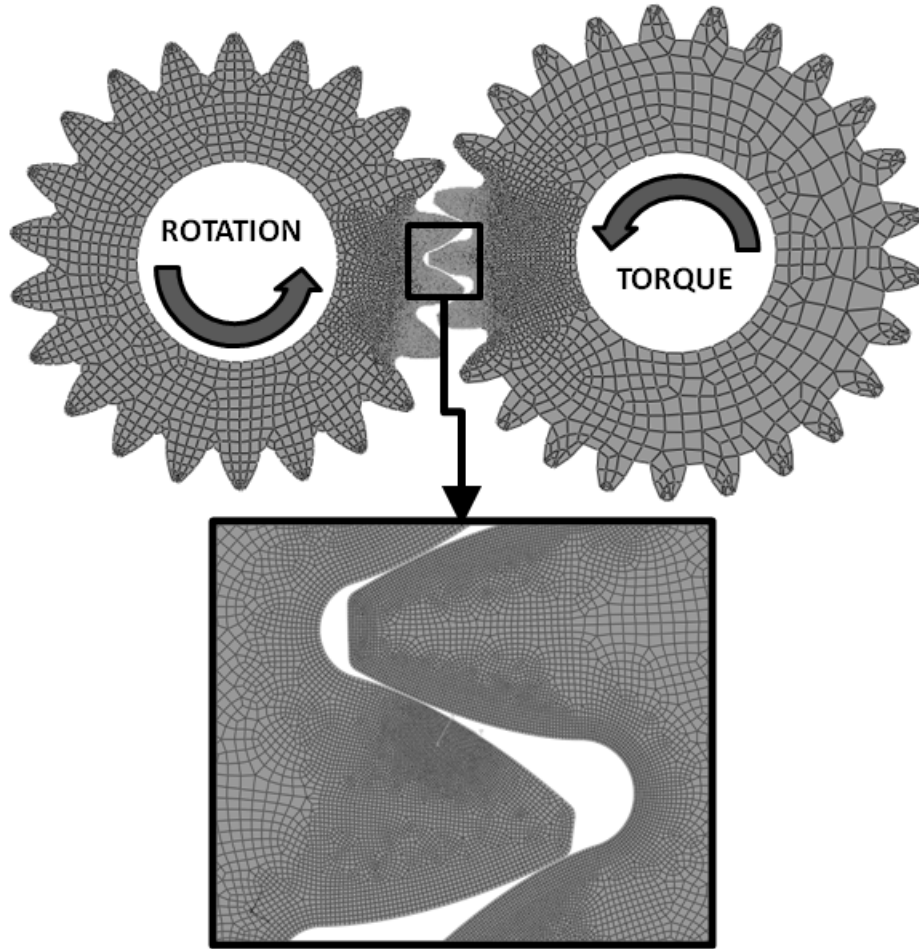


Figura 4.13: Modello bidimensionale delle ruote dentate sviluppato per la simulazione di propagazione delle cricche per fatica da contatto.

(CPE4,) sono stati utilizzati per il substrato metallico, mentre per il rivestimento sono stati impiegati elementi *truss* a due nodi con funzioni di ordine lineari (T2D2). Sia per il rivestimento sia per il substrato è stato considerato un comportamento perfettamente elastico ed è stata assunta l'ipotesi di assenza di delaminazione tra il rivestimento e il metallo base. Per riprodurre la singolarità agli apici della cricca, sono stati, infine, utilizzati elementi triangolari a tre nodi con funzioni di forma lineari (CPE3). In Figura 4.14 è mostrata la posizione del *submodel*, un esempio del profilo di tensioni residue imposto e la cricca iniziale considerata. Con riferimento alla Figura 4.14, l'apice posteriore della cricca (*rear crack tip*) è il primo interessato dalle sollecitazioni dovute al contatto sul fianco del dente. I modelli numerici hanno consentito di raccogliere i dati per valutare il fattore di intensificazione degli sforzi e l'angolo di propagazione per ciascuna cricca considerata. Il calcolo del fattore di intensificazione degli sforzi è stato condotto tramite il noto metodo degli spostamenti nodali all'apice della cricca (*C-OPEN*). Con riferimento alla Figura 4.15, i fattori di intensificazione degli sforzi per i due modi coinvolti nella propagazione (Modo I

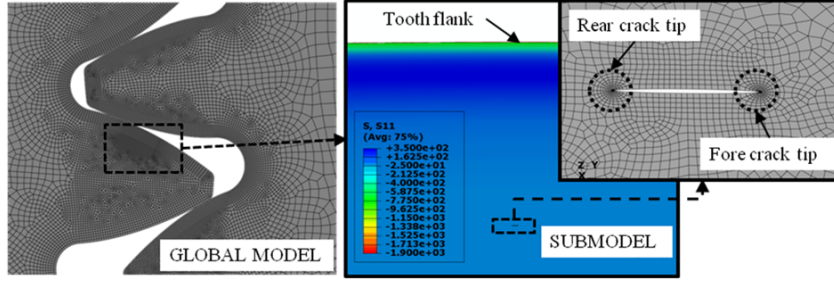


Figura 4.14: Modello FEM bidimensionale delle ruote dentate ad alte prestazioni, sviluppato per l'analisi di propagazioni dei difetti [4; 5].

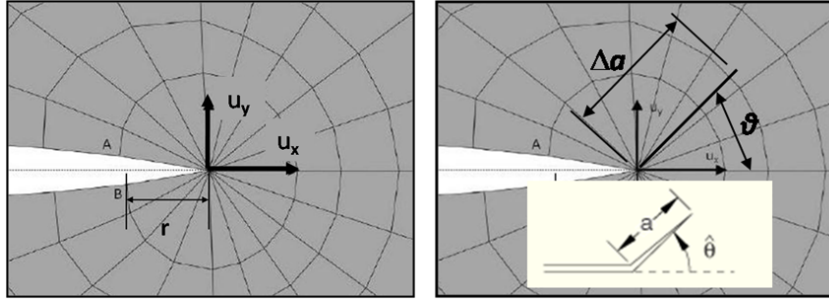


Figura 4.15: Modello FEM bidimensionale delle ruote dentate ad alte prestazioni; particolare dell'apice della cricca [4; 5].

e II), sono stati calcolati come segue:

$$K_I = \frac{E}{3(1+\nu)(\kappa+1)} u_y \sqrt{\frac{2\pi}{r}} \quad (4.2a)$$

$$K_{II} = \frac{E}{3(1+\nu)(\kappa+1)} u_x \sqrt{\frac{2\pi}{r}} \quad (4.2b)$$

Dove E e ν sono le costanti elastiche del materiale, r è la dimensione caratteristica dell'elemento all'apice della cricca e u_y e u_x sono gli spostamenti dei nodi prossimi all'apice della cricca, come mostrato in Figura 4.15. Il parametro κ è definito come:

$$\kappa = 3 - 4\nu \quad \text{per stato di deformazione piana} \quad (4.3a)$$

$$\kappa = \frac{3 - \nu}{1 + \nu} \quad \text{per stato di sforzo piano} \quad (4.3b)$$

L'angolo di propagazione (θ) è stato poi calcolato con la seguente equazione [68]:

$$\theta = 2 \tan^{-1} \left(\frac{1}{4} \cdot \frac{K_I}{K_{II}} \pm \sqrt{\left(\frac{K_I}{K_{II}} \right)^2 + 8} \right) \quad (4.4)$$

I fattori di intensificazione degli sforzi per i Modi I e II così definiti consentono di calcolare il fattore di intensificazione degli sforzi combinato:

$$K_{mix} = \sqrt{K_I^2 + K_{II}^2(1 - \nu^2)} \quad (4.5)$$

Per ciascuna lunghezza di cricca considerata, il fattore di intensificazione degli sforzi combinato deve essere confrontato con quello di soglia e quello critico definiti nel capitolo 3.2.2 per stabilire se la cricca possa propagare. In caso di propagazione, la sua lunghezza é stata incrementata di una quantità (Δa) pari a 10 μm . Con questa procedura é possibile simulare la propagazione del difetto per step discreti pari a Δa . I profili di durezza dovuti a i trattamenti superficiali, considerati nella determinazione dei fattori di intensificazione di soglia e limite, sono riportati in Tabella 4.9. La Figura 4.16 mostra l'algoritmo seguito per la simulazione della

Tabella 4.9: Valori caratteristici dei profili di durezza considerati nelle simulazioni di propagazione di cricche per fatica da contatto.

Trattamento	Cementazione	Rivestimento WC/C
Durezza superficiale	720 HV	1200 HV
Durezza massima	760 HV	1206 HV
Durezza a cuore	300 HV	300 HV
Profondità della massima durezza	0.2 mm	0.0015 mm
Effettiva profondità del profilo di durezza	0.5 mm	0.003 mm

propagazione dei difetti.

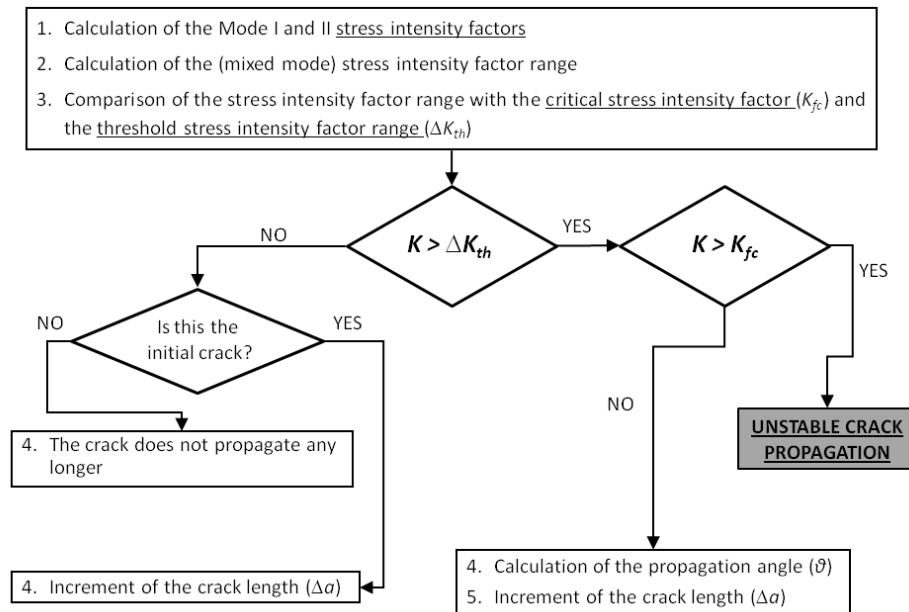


Figura 4.16: Algoritmo utilizzato per la propagazione dei difetti nelle simulazioni numeriche su ruote dentate ad alte prestazioni [4; 5].

4.3.2 Risultati

I risultati ottenuti con i modelli numerici hanno consentito di valutare l'effetto del rivestimento PVD-WC/C sulla propagazione, dovuta alla fatica da contatto, di difetti nel substrato in acciaio o in titanio, a partire da un iniziale cricca fino al danneggiamento finale del fianco del dente per l'instaurarsi dei fenomeni di *pitting*

o *spalling*. La Figura 4.17 mostra un esempio di propagazione di un difetto in una ruota dentata rivestita, soggetta ad una coppia di 244 Nm, in cui una cricca iniziale a 0.15 mm sotto la superficie, dove ci si aspetta che vi siano le massime deformazioni, come evidenziato nel paragrafo precedente 4.2, propaga fino al raggiungimento della superficie esterna. Per questo valore di coppia applicato, sono risultati non critici, quindi con fattore di intensificazione degli sforzi inferiore alla soglia, difetti con dimensione inferiore a $185\text{ }\mu\text{m}$ per l'acciaio e $265\text{ }\mu\text{m}$ per il titanio. Nelle fasi ini-

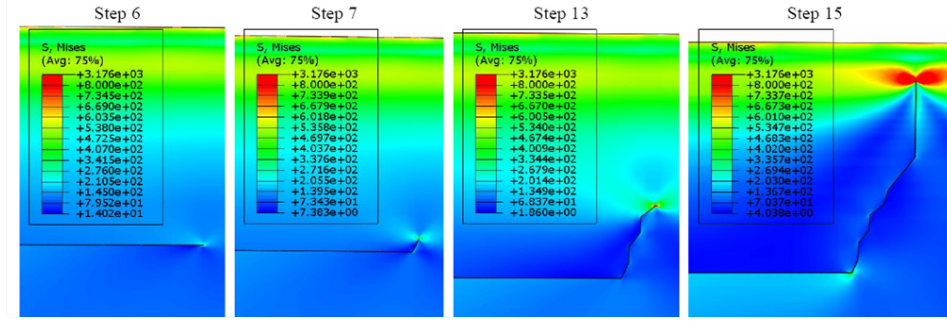


Figura 4.17: Fasi della propagazione di una cricca nei modelli FEM di ruote dentate in acciaio rivestito soggette a una coppia di 244 Nm [4; 5].

ziali, la propagazione della cricca avviene principalmente per lo scorrimento relativo dei fianchi di questa (Modo II), con un angolo di 70° rispetto alla direzione iniziale (Figura 4.17, Step 7). Successivamente, il Modo I di propagazione prevale, quindi i fianchi si aprono all'apice (Figura 4.17, Step 13 e 15). Per le ruote in titanio rivestite, sono stati calcolati, nelle fasi iniziali di propagazione, fattori di intensificazione degli sforzi inferiori a quanto ricavato per le ruote in acciaio; la principale causa potrebbe essere dovuta all'elevato coefficiente d'attrito considerato per il titanio, che riduce lo scorrimento relativo tra le facce della cricca responsabile della propagazione secondo il Modo II. I risultati dell'analisi numerica sono stati preliminarmente confermati dalle osservazioni sui fianchi dei denti testati sperimentalmente; in Figura 4.18 vengono paragonate una cricca calcolata con i modelli numerici e il risultato sperimentale per un dente sottoposto ai test di fatica da contatto. Come si può notare, la forma e la direzione della cricca risultano in buon accordo. Per quanto

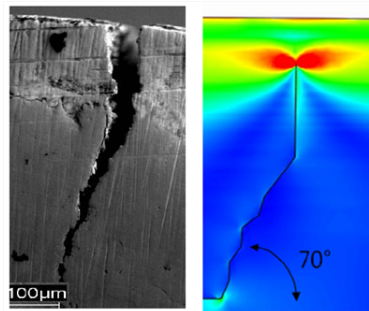


Figura 4.18: Confronto tra i risultati numerici e sperimentali del danneggiamento per fatica da contatto di ruote dentate rivestite [4; 5].

riguarda le analisi con coppia applicata pari a 300 Nm, dato l'alto valore del momen-

to torcente, anche cricche iniziali pari a $5\text{ }\mu\text{m}$ sono propagate. Facendo riferimento alla Figura 4.14, è risultato che il massimo valore del fattore di intensificazione degli sforzi fosse maggiore di quello di soglia, sia all'apice posteriore (*rear crack tip*) sia a quello anteriore (*fore crack tip*). Come in precedenza, nelle fasi iniziali è prevalsa la propagazione per scorrimento delle facce della cricca (Modo II), mentre in seguito è prevalso il Modo I. La velocità di propagazione del fronte posteriore della cricca

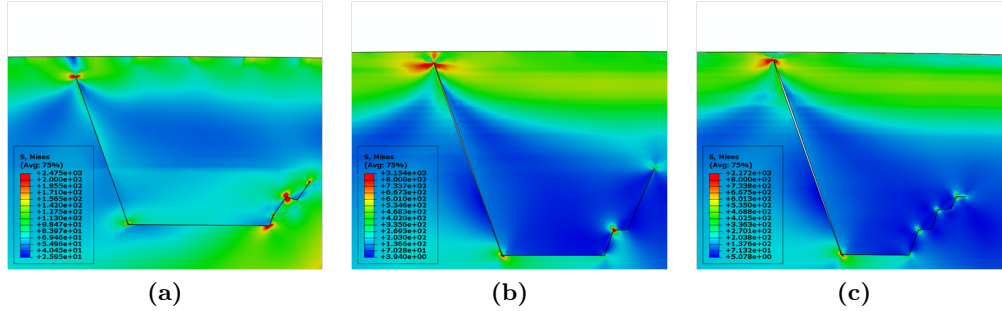


Figura 4.19: Stadi finali della propagazione di difetti per fatica da contatto su ruote dentate ad alte prestazioni in acciaio cementato (a), acciaio rivestito con WC/C (b) e titanio rivestito con WC/C (c) [4; 5].

è risultata più alta di quella anteriore con un angolo pari a circa 70° rispetto alla direzione iniziale, come evidenziato in precedenza. In Figura 4.19 sono mostrati gli stadi finali della propagazione delle cricche per fatica da contatto delle ruote dentate studiate. La Tabella 4.10 riporta il numero di cicli per ciascuna lunghezza di cricca raggiunta all'apice posteriore, calcolati con la procedura descritta precedentemente. Dal numero di cicli totale, risulta evidente che il trattamento più efficace per ridurre la propagazione dei difetti, dovuti a fatica da contatto, è ancora la cementazione, data la profondità raggiunta dalle tensioni residue e dallo strato indurito. Tuttavia, è importante evidenziare l'incremento nel numero di cicli che si può ottenere con il titanio rivestito, rispetto all'acciaio rivestito. In questo caso, il numero totale di cicli necessari al completo danneggiamento è pari a 6710000, per le ruote in titanio rivestito, contro i 3890000, per l'acciaio rivestito, per un incremento della vita utile pari a, quindi, il $+72\%$. I risultati ottenuti possono dipendere, sia dal diverso coefficiente d'attrito tra le facce della cricca sia dal minore modulo di elasticità del titanio, che è direttamente proporzionale al fattore di intensificazione degli sforzi [12].

(a)				(b)			
Ruote in acciaio cementato				Ruote in acciaio rivestito			
Δa_{rear} [μm]	ΔN	ΔK [MPa $\sqrt{m}$]	ΔK_{th}	Δa_{rear} [μm]	ΔN	ΔK [MPa $\sqrt{m}$]	ΔK_{th}
5-50	2.44E+06	1.50	0.91	5-50	3.8E+06	1.46	1.13
50-75	2.28E+06	2.62	1.64	50-75	2.45E+05	2.79	2.02
75-105	3.17E+07	1.54	1.08	75-95	1.78E+05	2.70	1.75
105-130	6.67E+06	2.01	1.07	95-125	1.85E+05	2.88	1.46
130-160	1.10E+06	3.13	1.55	125-150	6.83E+04	3.84	1.85
160-196	2.61E+06	2.67	1.21	150-190	6.65E+04	4.58	2.16
196-228	2.60E+06	2.62	1.45	190-225	7.12E+04	4.22	1.86
228-270	3.65E+06	1.64	1.27	$N_{tot} = 3.89\text{E}+06$			
$N_{tot} = 8.59\text{E}+07$							

(c)			
Ruote in titanio rivestito			
Δa_{rear} [μm]	ΔN	ΔK [MPa $\sqrt{m}$]	ΔK_{th}
5-50	3.04E+06	1.26	0.88
50-70	4.798E+05	1.86	1.30
70-90	1.78E+06	1.12	0.75
90-112	6.36E+05	1.57	0.85
112-138	1.50E+05	2.82	1.48
138-170	1.58E+05	2.97	1.51
170-203	4.69E+05	2.34	1.73
$N_{tot} = 6.71\text{E}+06$			

Tabella 4.10: Numero di cicli di propagazione del difetto, per ruote dentate ad alte prestazioni in acciaio cementato (a), acciaio rivestito con WC/C (b) e titanio rivestito con WC/C.

Capitolo 5

Analisi della prove di fatica

Il miglioramento della resistenza a fatica dei componenti rivestiti, già studiata in precedenti lavori [10–12; 69], rappresenta un buon motivo per accelerare l'utilizzo di leghe leggere rivestite nelle applicazioni strutturali, essendo possibile ottenere componenti in lega leggera con prestazioni simili o addirittura migliori rispetto ai tradizionali acciai da costruzione. Tuttavia, la scelta del rivestimento più adatto per un certo tipo di substrato risulta, spesso, difficile in quelle applicazioni in cui non è richiesta soltanto la pura resistenza a fatica: in particolare, la fatica da contatto e l'usura di componenti rivestiti rappresentano aspetti critici su cui ci si è concentrati in questo lavoro di ricerca. Un dei rivestimenti maggiormente impiegati, per limitare l'usura superficiale, è sicuramente il rivestimento WC/C depositato con tecnica PVD, che è stato anche scelto per le indagini numeriche e sperimentali sulle ruote dentate ad alte prestazioni, i cui risultati sono riportati nei capitoli 4.3 e 6.2. Con l'obiettivo di caratterizzare anche il comportamento a fatica di componenti rivestiti con tale tecnica, nei paragrafi seguenti vengono descritte le prove sperimentali di fatica a flessione rotante condotte su provini rivestiti in lega leggera [1] e in acciaio.

5.1 Prove di fatica sulla lega di alluminio 2011-T6

Nella letteratura scientifica sono presenti numerosi lavori riguardanti le proprietà meccaniche delle leghe di alluminio rivestite con tecnica PVD e CVD; buoni risultati sono stati evidenziati sul comportamento a fatica e a corrosione-fatica della lega 7075-T6 rivestita [70]. L'effetto benefico degli sforzi residui superficiali di compressione è stato anche sottolineato per la resistenza a fatica della lega 6082-T6 rivestita con Al_2O_3 [70; 71]. Le leghe di alluminio, come quelle della serie 2000, sono ampiamente impiegate nel settore automotive e in quello aerospaziale, grazie alla loro bassa densità combinata con una buona resistenza. La lega 2011, in particolare, viene comunemente impiegata, nell'industria meccanica, per la produzione di ruote dentate, ugelli, valvole e altri componenti meccanici, grazie alla sua lavorabilità e alle sue buone caratteristiche meccaniche. In questa sezione sono riportati i risultati sperimentali sulla resistenza a fatica di provini in alluminio 2011-T6, rivestiti con i rivestimenti sottili duri PVD-WC/C, PA-CVD DLC e PE-CVD SiO_x . Sia provini rivestiti sia non rivestiti sono stati testati a flessione rotante con la macchina di prova descritta nel capitolo 3.1.1, per stabilirne il limite di fatica a 10^7 cicli. Le superfici di

frattura sono state, poi, esaminate con analisi al microscopio elettronico a scansione e, inoltre, sono stati condotti *scratch* test, per valutare l'adesione del rivestimento al substrato. I rivestimenti PVD-WC/C, solitamente, mostrano una buona adesione al metallo base e si sono dimostrati efficaci nell'incrementare la resistenza ad usura dei componenti trattati. Diversi studi, riguardo la caratterizzazione delle proprietà meccaniche e tribologiche di tali rivestimenti, sono disponibili in letteratura [72–74]; tuttavia, il comportamento a fatica delle leghe di alluminio, così rivestite, non è ancora stato accuratamente studiato. Un effetto benefico sulla resistenza ad usura di film WC/C, in termini di sforzi di compressione residui, è già stato osservato [66]. I rivestimenti DLC sono, invece, caratterizzati da un coefficiente di attrito estremamente basso (0.05) e da una buona resistenza all'usura, che li rende impiegabili in una vasta gamma di applicazioni. I film di SiO_x , depositati con tecnica PE-CVD sono, infine, caratterizzati da una bassa temperatura di deposizione, che è utile nel prevenire il rischio di una degradazione del substrato in alluminio

5.1.1 Caratterizzazione del metallo base

La composizione chimica della lega di alluminio 2011-T6 studiata è riportata in Tabella 5.1. Per valutare la resistenza meccanica di tale lega, sono state condotte

Tabella 5.1: Composizione chimica della lega di alluminio 2011-T6 usata per i provini di flessione rotante.

<i>Cu</i>	<i>Pb</i>	<i>Bi</i>	<i>Fe</i>	<i>Si</i>	<i>Zn</i>	<i>Mg</i>	<i>Mn</i>
5.00-6.00	0.20-0.60	0.20-0.60	0.40	0.20	0.10	0.05	0.05

prove di trazione su provini cilindrici normalizzati, su una macchina di prova assiale (Galdabini Sun 5), secondo la normativa italiana UNI EN 10002-1. La micro-durezza Vickers è stata misurata con un micro-durometro (Remet HX-1000), applicando un carico di 300 gf per cinque indentazioni su ciascun provino. Le misure di micro-durezza sono state condotte sia prima sia dopo la deposizione, per verificare se il processo avesse influenzato le proprietà meccaniche della lega metallica. Per le prove di fatica sono stati realizzati, da una stessa barra, provini a clessidra secondo la normativa ISO 1143, con un diametro minimo di 8 mm e un raggio di raccordo sul tratto utile di 30 mm (Figura 5.1). Tramite lucidatura, la rugosità superficiale del tratto a sezione ridotta è stata portata ad un valore inferiore a $0.25 \mu\text{m}$. Oltre ad una serie di provini non trattati, tre serie di provini sono stati rivestiti, rispettivamente 15 con WC/C, 15 con DLC e 5 con SiO_x , procedendo con una pulizia superficiale accurata prima del processo di deposizione, per ridurre eventuali contaminanti. Per la deposizione è stata utilizzata la tecnica *magnetron sputtering* PVD e PA-CVD, con una temperatura nominale, per il processo PVD, di 180° e uno spessore del rivesto WC/C pari a $1 \mu\text{m}$, come confermato dalle indagini SEM. Per quanto riguarda i rivestimenti DLC e SiO_x , questi sono stati depositati a temperature inferiori (90 – 130°C e temperatura ambiente, rispettivamente) e gli spessori ottenuti sono stati pari a $3.2 \mu\text{m}$ per il primo e circa $1 \mu\text{m}$ per il secondo. In Figura 5.2 sono mostrate le immagini ottenute al SEM delle sezioni trasversali, sia dei provini rivestiti con WC/C sia di quelli con DLC. Per misurare la nano-durezza dei rivestimenti

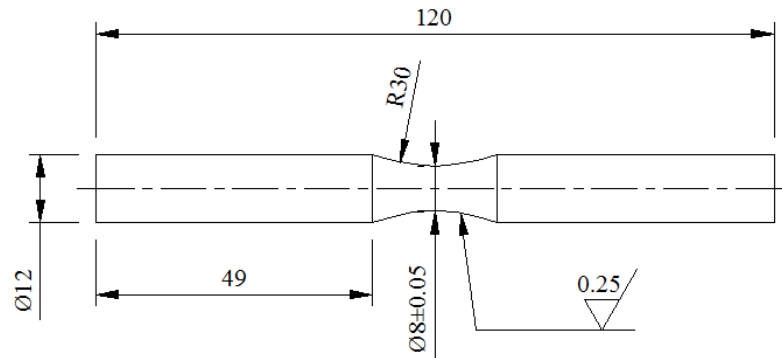


Figura 5.1: Dimensioni, in mm, dei provini in lega 2011-T6, sottoposti a flessione rotante.

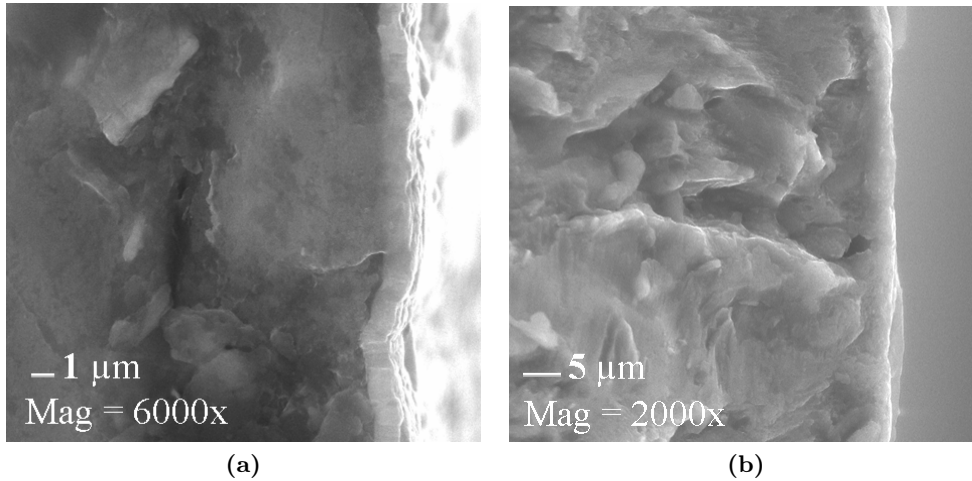


Figura 5.2: Immagini ad alto ingrandimento delle sezioni trasversali dei provini rivestiti in WC/C (a) e DLC (b).

é stato utilizzato un nano-indentatore Berkovich (Nano-Indentation Tester, CSM Instruments, Peseux, Svizzera) e gli *scratch* test sono stati condotti con apposito dispositivo (Micro-Combi Tester, CSM Instruments, Peseux, Svizzera), per valutare la delaminazione tra substrato e interfaccia, determinandone il carico di rottura (L_{C1}), il carico che porta a delaminazione ai lati del solco L_{C2} e il carico che porta a delaminazione all'interno del solco L_{C3} [6; 75], con un carico incrementale da 0 a 30 N (5 N/min con una lunghezza del solco di 4 mm). Le prove di fatica sono state condotte con la macchina descritta nel capitolo 3.1.1 ad una frequenza di 50 Hz (3000 rpm). Tramite l'applicazione del metodo stair-case e stair-case ridotto, descritti nel capitolo 3.3.1, é stato possibile valutare il valore medio del limite di fatica a 10^7 cicli. In accordo con quanto previsto dalla procedura, é stato scelto un passo di variazione del carico pari a 12 MPa. Dopo le prove, le superfici di frattura dei diversi provini sono state osservate al microscopio elettronico a scansione (FEI Quanta-200), per identificare i punti di nucleazione delle cricche, valutare l'integrità

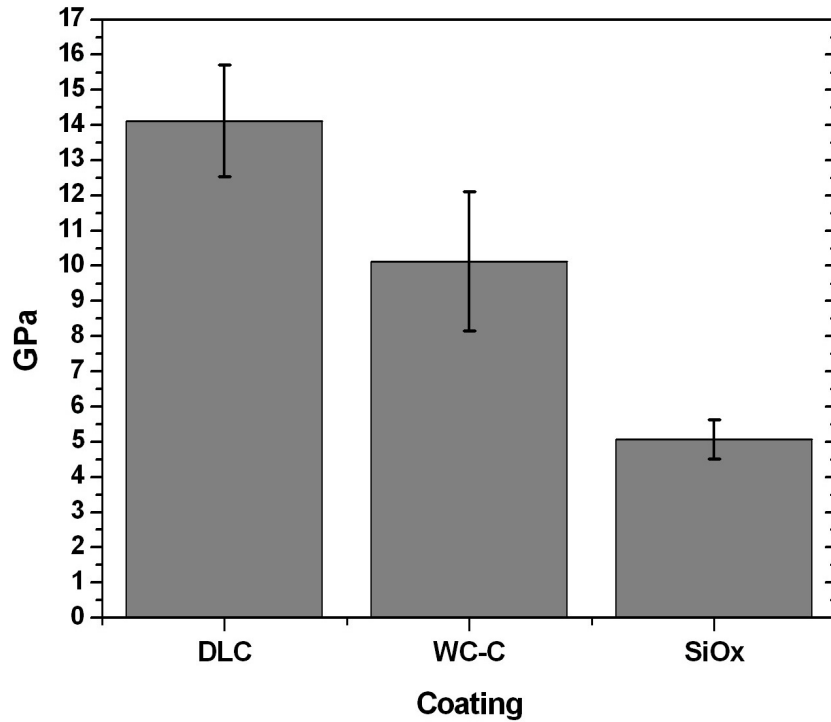


Figura 5.3: Valori delle nano-durezze Berkovich per i film sottili depositati sulla lega 2011-T6 [1].

dei rivestimenti in tali punti e stabilire i modi e le direzioni di propagazione delle cricche di fatica.

5.1.2 Risultati

Il carico di rottura, il limite di snervamento e l'allungamento a rottura per la lega di alluminio non rivestita sono rispettivamente pari a 370 MPa, 272 MPa e 27%, mentre la durezza del materiale base è risultata $124 \pm 4HV_{0.3}$. Le proprietà meccaniche non sono state, inoltre, influenzate dai processi di deposizione, data la bassa temperatura di questi ultimi. Le nano-durezze dei rivestimenti, misurate con i test di nano-durezza Berkovich, sono riassunte in Figura 5.3. Come ci si aspettava, la durezza del film DLC è risultata superiore alle altre; il rivestimento DLC, infatti, è caratterizzato da maggiore resistenza all'usura e da un coefficiente di attrito molto ridotto. I risultati degli *scratch* test sono riassunti in Tabella 5.2; per il film DLC, è stata evidenziata una scarsa adesione al substrato, rispetto a quella del film WC/C e, dato il suo comportamento estremamente fragile, il film SiO_x ha mostrato il comportamento peggiore, a tal punto che i carichi L_{C2} e L_{C3} sono risultati i medesimi. Infine è stato evidenziato come, sia il rivestimento DLC sia quello SiO_x non siano stati in grado di seguire le deformazioni del substrato metallico durante il test. Per quanto riguarda i risultati delle prove di fatica, sono stati osservati limitati incrementi del limite di fatica, dovuta ai rivestimenti: il limite di fatica maggiore è risultato quello dei provini rivestiti in WC/C. I dettagli dei risultati, ottenuti a 10^7 cicli per ciascuna serie di provini, sono riportati nelle Tabelle 5.3, 5.4, 5.5 e 5.6. Il

Tabella 5.2: Carichi critici degli *scratch* test condotti sui rivestimenti DLC, WC/C e SiO_x : valori espressi in N.

Rivestimento	L_{C1}	L_{C2}	L_{C3}
DLC	2.3 ± 0.3	3.1 ± 0.6	3.5 ± 0.4
WC/C	5.6 ± 0.1	9.6 ± 0.4	9.6 ± 0.4
SiO_x	0.9 ± 0.2	2.8 ± 0.9	2.8 ± 0.9

Tabella 5.3: Risultati dei test di fatica condotti su provini in lega 2011-T6 non rivestiti.

Test No.	Massimo sforzo di flessione [MPa]	Numero di cicli
1	90	10^7
2	102	10^7
3	114	10^7
4	126	10^7
5	138	10^7
6	150	10^7
7	162	5148680
8	150	10^7
9	162	5621700
10	150	3915405
11	138	10^7
12	150	10^7
13	162	7164235
14	150	10^7
15	162	1644153
Limite di fatica [MPa]		154
Deviazione standard [MPa]		6

valori medi dei limiti di fatica sono risultati: 154 MPa con una deviazione standard di 6 MPa, 169 MPa con una deviazione standard di 15 MPa, 162 MPa con una deviazione standard di 6 MPa e 162 MPa con una deviazione standard di 7 MPa, rispettivamente per i provini non rivestiti e rivestiti in WC/C, DLC e SiO_x . Tutti i rivestimenti hanno aumentato il limite di fatica rispetto al materiale base, confermando che i rivestimenti possono avere un effetto positivo sulla resistenza a fatica. Il miglior risultato (10% di incremento) è stato ottenuto con il rivestimento WC/C, mentre per gli altri rivestimenti l'incremento del limite di fatica si è attestato al 5%. I risultati sperimentali ottenuti sono stati diagrammati come mostrato in Figura 5.4. Le osservazioni al SEM delle superfici di frattura dei provini rivestiti con WC/C, DLC e SiO_x hanno evidenziato che un singolo punto di nucleazione è presente nella maggior parte dei campioni, sulla superficie esterna o in prossimità di essa; nei provini rivestiti in WC/C, in particolare, la profondità di nucleazione è risultata compresa tra 10 e 50 μm . Nelle Figure 5.5, 5.6 e 5.7 sono mostrate alcune delle immagini ottenute. I provini rivestiti con DLC e SiO_x hanno, invece, evidenziato un nucleazione molto più in prossimità della superficie esterna, a profondità cioè in-

Tabella 5.4: Risultati dei test di fatica condotti su provini in lega 2011-T6 rivestiti in WC/C.

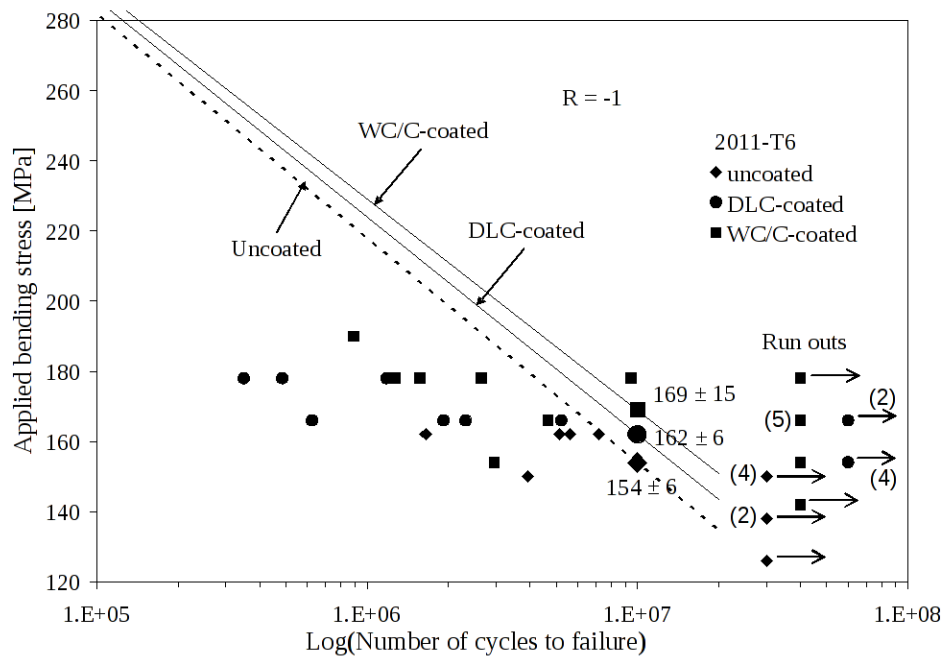
Test No.	Massimo sforzo di flessione [MPa]	Numero di cicli
1	166	4655359
2	154	2957634
3	142	10^7
4	154	10^7
5	166	10^7
6	178	10^7
7	190	890178
8	178	1271863
9	166	10^7
10	178	1566452
11	166	10^7
12	178	2643692
13	166	10^7
14	178	9446361
15	166	10^7
Limite di fatica [MPa]		169
Deviazione standard [MPa]		15

Tabella 5.5: Risultati dei test di fatica condotti su provini in lega 2011-T6 rivestiti in DLC.

Test No.	Massimo sforzo di flessione [MPa]	Numero di cicli
1	178	486736
2	166	10^7
3	178	350028
4	166	10^7
5	178	1179351
6	166	5224174
7	154	10^7
8	166	1921049
9	154	10^7
10	166	627000
11	154	10^7
12	166	2317399
13	154	10^7
14	178	486736
15	166	10^7
Limite di fatica [MPa]		162
Deviazione standard [MPa]		6

Tabella 5.6: Risultati dei test di fatica condotti su provini in lega 2011-T6 rivestiti in SiO_x .

Test No.	Massimo sforzo di flessione [MPa]	Numero di cicli
1	154	10^7
2	166	2183594
3	154	10^7
4	166	8965245
5	154	10^7
Limite di fatica [MPa]		162
DEviazione standard [MPa]		7

**Figura 5.4:** Diagramma dello sforzo di flessione applicato rispetto al numero di cicli a rottura per provini in lega di alluminio 2011-T6, rivestiti e non [6].

feriore a $10 \mu\text{m}$. Il ridotto incremento del limite di fatica, ottenuto con i rivestimenti DLC e SiO_x , è probabilmente dovuto al fatto che questi due processi inducono tensioni di compressione in superficie trascurabili rispetto a quelle dovute al processo di deposizione del rivestimento WC/C. In aggiunta, le osservazioni al SEM hanno evidenziato che non sono avvenute delaminazioni del rivestimento WC/C durante le prove, in accordo con i risultati degli *scratch* test, che avevano messo in luce l'ottimo comportamento di tale rivestimento. La buona adesione del rivestimento WC/C e lo stato di tensioni residue indotte, hanno sicuramente un effetto benefico sulla resistenza a fatica, contrariamente a quanto ottenuto con i rivestimenti DLC e SiO_x .

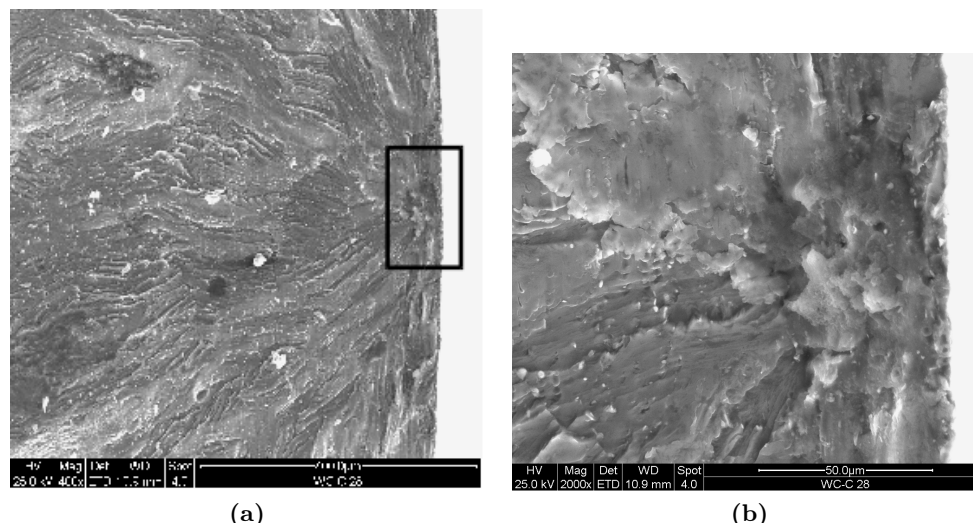


Figura 5.5: Micrografie SEM di una superficie di frattura per un provino rivestito in WC/C: (a) punto di nucleazione della cricca e (b) ingrandimento dell'area di nucleazione.

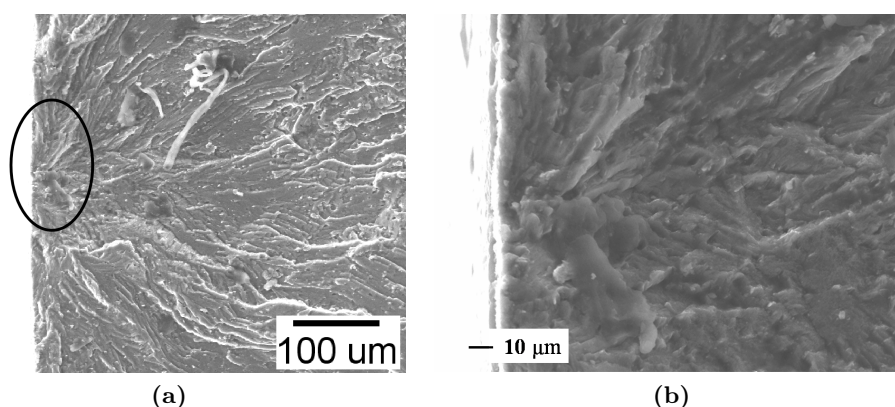


Figura 5.6: Micrografie SEM di una superficie di frattura per un provino rivestito in DLC: (a) punto di nucleazione della cricca e (b) ingrandimento dell'area di nucleazione.

5.1.3 Conclusioni

Le prove di fatica condotte hanno evidenziato che i rivestimenti PA-CVD DLC and PE-CVD SiO_x non sono particolarmente influenti sulla resistenza a fatica della lega di alluminio 2011-T6, mentre il rivestimento PVD-WC/C ha fornito buoni risultati da questo punto di vista. Provini rivestiti con quest'ultimo film sottile, infatti, hanno mostrato un incremento del limite di fatica pari al 10% rispetto al metallo base. Tramite le osservazioni SEM, si è verificato che, per i provini rivestiti in WC/C, il punto di nucleazione delle cricche di fatica risulta spostato sotto la superficie ad una profondità compresa tra 10 e 50 μm , consentendo di ipotizzare che il processo di deposizione di tale rivestimento generi delle sollecitazioni residue di compressione in superficie, responsabili dell'incremento della resistenza a fatica. Per quanto riguarda

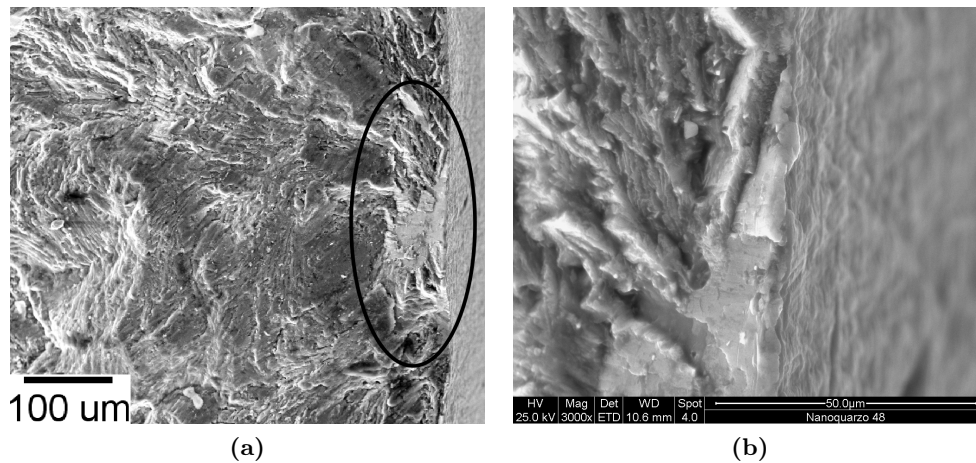


Figura 5.7: Micrografie SEM di una superficie di frattura per un provino rivestito in SiO_x : (a) punto di nucleazione della cricca e (b) ingrandimento dell'area di nucleazione.

i rivestimenti DLC e SiO_x , le tensioni residue indotte da questi ultimi sono trascurabili, pertanto, il loro effetto sulla resistenza a fatica é ridotto. Questi rivestimenti hanno, inoltre, mostrato un'adesione al substrato inferiore rispetto al WC/C. I risultati di questo studio hanno confermato la possibilità che opportuni rivestimenti applicati su leghe leggere possano, non solo aumentarne la resistenza ad usura e a corrosione, ma anche, migliorarne il comportamento a fatica.

5.2 Prove di fatica su acciaio rivestito con WC/C

Per valutare l'effetto del rivestimento WC/C su una tipica lega di acciaio, sono state condotte prove di fatica a flessione rotante su provini normalizzati. Il metallo base scelto é una tradizionale lega di acciaio (AISI 1050), con le caratteristiche meccaniche riportate in Tabella 5.7, valutate tramite prove di trazione condotte secondo la normativa italiana UNI EN-10002-1 e con prove di micro-durezza Vickers. In accordo con la normativa italiana UNI-3964:1985, sono stati prodotti, da un'unica

Tabella 5.7: Proprietà meccaniche della lega di acciaio AISI 1050 usata per le prove di flessione rotante su provini rivestiti in WC/C.

Limite di rottura	UTS [MPa]	865.5
Limite di snervamento	YS [MPa]	417.7
Allungamento a rottura	A %	20
Durezza Vickers	HV	210

barra, nove provini a clessidra con le dimensioni riportate in Figura 5.8. Prima del processo di deposizione, ciascun provino é stato lucidato nella zona a sezione ridotta, per ottenere una rugosità superficiale inferiore a $0.3 \mu\text{m}$.

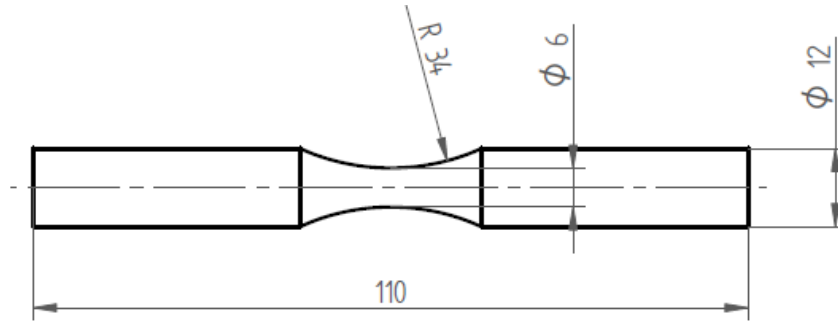


Figura 5.8: Dimensioni, in mm, dei provini a clessidra usati per le prove di flessione rotante sulla lega di acciaio AISI 1050 rivestita con WC/C.

5.2.1 Risultati

I provini sono stati testati a flessione rotante ($R = -1$) per 2×10^6 cicli di fatica, con la macchina di prova descritta nel capitolo 3.1.1. Il livello iniziale di sforzo

Tabella 5.8: Risultati delle prove di fatica condotte sui provini in AISI 1050, rivestiti in WC/C.

Test No.	Livello di sforzo [MPa]					Numero di cicli
	380	400	420	440	460	
1			X			680476
2		X				636818
3	O					2×10^6
4		X				667239
5	O					2×10^6
6		O				2×10^6
7			O			2×10^6
8				O		2×10^6
9					O	593292

é stato posto pari a 380 MPa e il passo di variazione del carico scelto é stato 20 MPa. A causa della bassa numerosità del campione, il limite di fatica e la relativa deviazione standard sono stati calcolati con il metodo stair-case ridotto, riportato nel capitolo 3.3.1. I risultati ottenuti sono riassunti in Tabella 5.8. Il limite di fatica é risultato pari a 411 MPa, con una deviazione standard di 3.75 MPa, evidenziando quindi un limitato incremento nel limite di fatica del metallo base, che si attesta sui 400 MPa. Come evidenziato in precedenza, tale rivestimento, seppur influente, non incrementa in maniera notevole il comportamento a fatica delle leghe di acciaio, ma tuttavia, come confermato dalle osservazioni delle superfici di frattura, esso presenta un'ottima adesione al substrato metallico senza che si presentino delaminazioni.

Capitolo 6

Analisi delle prove di fatica da contatto

La resistenza a fatica da contatto, in presenza o meno di rotolamento, é stata studiata con opportune prove sperimentali. Le ruote dentate, in particolare, rappresentano una tipica applicazione in cui la fatica da contatto gioca un ruolo fondamentale nei meccanismi di danneggiamento e nella determinazione della vita utile dei componenti. Come riportato in precedenza, in letteratura sono presenti numerosi lavori riguardo la resistenza a fatica di provini, ma, generalmente, i componenti delle macchine non vengono direttamente analizzati per via sperimentale. Allo stesso modo, diversi studi sperimentali sulla resistenza a fatica da contatto di provini sono disponibili, tuttavia, prove su componenti in piena scala, come ruote dentate, sono meno comuni. In questo lavoro di ricerca, quindi, sono state condotte prove di fatica da contatto su ruote dentate per applicazioni automotive standard e su ruote dentate ad alte prestazioni per impieghi nell'ambito delle competizioni motoristiche, considerando l'applicazione di opportuni rivestimenti sottili duri. Come riportato nel capitolo 3.1.2, sono stati sviluppati, per questo scopo, due diversi sistemi di prova. I risultati ottenuti sono stati principalmente utilizzati per confermare e convalidare i modelli numerici e teorici proposti, per la valutazione del danneggiamento per fatica da contatto e per la previsione della vita utile dei componenti soggetti a questo tipo di sollecitazioni.

6.1 Prove su ruote dentate standard

Le ruote dentate di una trasmissione automobilistica standard sono state testate a fatica da contatto ($R = 0$) con il sistema di prova proposto nel capitolo 3.1.2. Il sistema in oggetto é stato montato su una macchina di prova assiale idraulica (BRT VT250), come mostrato in Figura 6.1, con le seguenti caratteristiche:

- massimo carico statico = 250 kN;
- massimo carico dinamico = 125 kN;
- massima frequenza operativa = 40 Hz;
- cella di carico: HBM U10M-125 trazione/compressione (accuratezza 0.03 %).

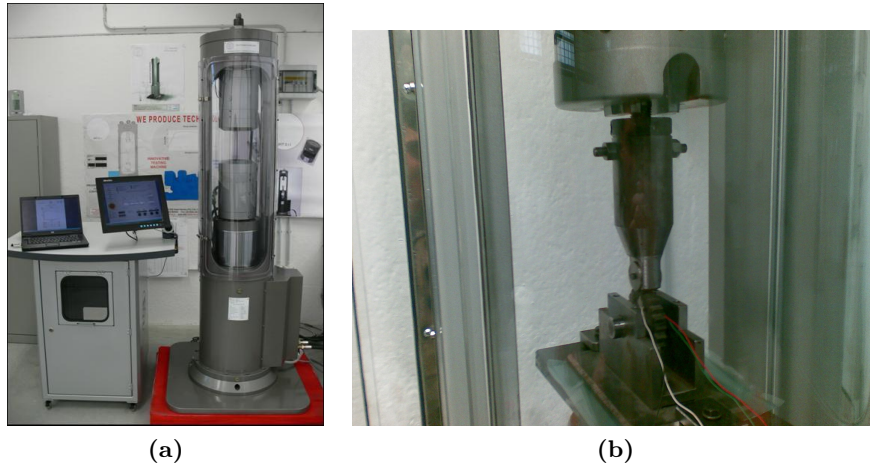


Figura 6.1: Prove su ruote dentate standard: (a) macchina di prova assiale BRT VT250, (b) sistema di prova.

I test hanno coinvolto sia ruote dentate cementate sia rivestite con film sottile CrN -PVD. Il materiale base delle ruote dentate in oggetto è la lega di acciaio ad alta resistenza UNI-18NiCrMo5 (ASTM A514) e il rivestimento CrN , di $10\ \mu m$ di spessore, è stato applicato con tecnica PVD ad arco. Le prove sono state condotte a temperatura ambiente, senza lubrificazione e a una frequenza di 20 Hz. Il carico pulsante è stato applicato introducendo un rullino cilindrico, tipicamente impiegato per cuscinetti, tra due denti adiacenti. Uno schema delle condizioni di prova è mostrato in Figura 6.2. Il carico verticale generato dalla macchina di prova viene convertito, dal rullo cilindrico, in due forze perpendicolari a ciascun fianco del dente; il diametro del cilindro (8 mm) è stato scelto in modo da sollecitare i denti in prossimità del punto di contatto singolo più esterno, che rappresenta la condizione di carico più critica.

I cicli di fatica simulati sono stati: 1500, 2500, 5000, 10000, 15000, 20000, 25000

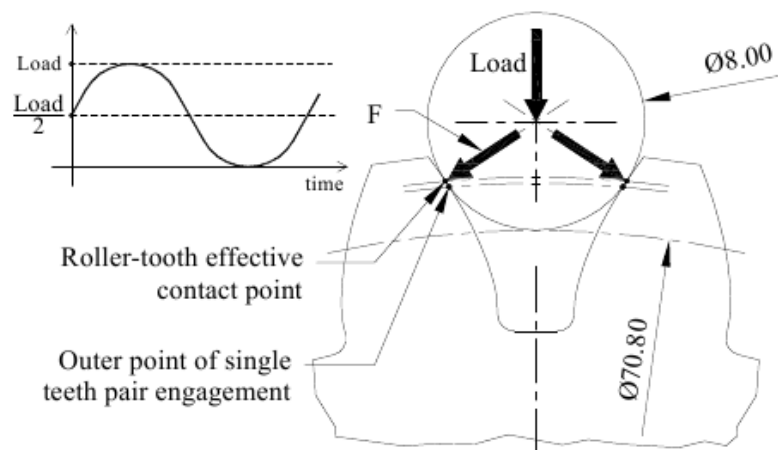


Figura 6.2: Schema di applicazione del carico per le prove di fatica da contatto su ruote dentate standard [3].

e 50000. in Tabella 4.1 sono riassunti i diversi livelli di carico, da 0.625 a 15 kN, considerati durante le prove, i rispettivi valori della forza normale al fianco del dente e le corrispondenti pressioni di contatto massime. Il materiale di base

Tabella 6.1: Carichi applicati nelle prove di fatica da contatto su ruote dentate standard.

Carico assiale <i>Load</i> [kN]	Forza sul dente <i>F</i> [kN]	Pressione di contatto <i>p_{Hertz}</i> [MPa]
0.625	0.56	671
1.25	1.13	949
2.5	2.26	1343
5	4.51	1899
10	9.03	2685
15	13.54	3289

(UNI-18NiCrMo5 - ASTM A514) ha limite di rottura pari a 828 MPa, limite di snervamento di 690 MPa e durezza superficiale pari a 560 HV in condizioni cementate e 700 HV una volta rivestite. La profondità della cementazione, inoltre, è compresa tra 0.5 e 0.6 mm. Come già riportato nel capitolo 4.1, il modulo delle ruote dentate è pari 2.95 mm, il numero di denti è 25, il diametro primitivo è 70.80 mm mentre lo spessore 13.34 mm. Il cilindro è realizzato con la lega di acciaio UNI-100Cr6 (AISI E 52100) con un limite di snervamento pari a 1650 MPa, un limite di rottura di 1900 MPa e una durezza superficiale di 848 HV.

6.1.1 Risultati

Per avere un indicazione quantitativa del danneggiamento superficiale, i denti testati sono stati osservati e le immagini ad alta risoluzione ottenute sono state processate con un software CAD bidimensionale, per misurare le aree frontali danneggiate sui denti. Dopo le prove, i fianchi dei denti sono stati ulteriormente analizzati con un microscopio ottico (Leica MZ75) e con uno elettronico a scansione (ZEISS EVO 40). A titolo esemplificativo, in Figura 6.3 è mostrato un diagramma che riporta l'estensione delle aree danneggiate rispetto al numero di cicli di prova ad un carico costante di 1.25 kN, sia per le ruote rivestite sia per quelle cementate, mentre in Figura 6.4 viene riportato il diagramma delle aree danneggiate rispetto al carico applicato, per un numero di cicli costante. Con riferimento ai diagrammi riportati, risulta evidente che le ruote rivestite hanno mostrato un comportamento peggiore delle cementate. Una certa linearità è risultata nella correlazione delle aree danneggiate e il numero di cicli o il carico applicato. Consistenti distacchi del rivestimento sono stati osservati sui fianchi dei denti soggetti ai carichi più alti (10 e 15 kN), ma danneggiamenti e delaminazioni del rivestimento sono state evidenziate anche a bassi carichi e ridotto numero di cicli, confermando che rivestimenti diversi da quello impiegato o con spessore inferiore, ad esempio pari a circa 1 μm , potrebbero essere più efficaci al fine di limitare il danneggiamento per fatica da contatto. Per quanto riguarda le ruote cementate, il danneggiamento superficiale è risultato trascurabile solo ad un carico di 0.625 kN dopo 10000 cicli. La Figura 6.5 mostra l'area danneggiata di un dente rivestito soggetto ad una delle condizioni di carico più elevate, ovvero 10 kN per 50000 cicli, dove si evidenziano importanti delaminazioni del rivestimento e fenomeni di *spalling*. La Figura 6.6 mostra una frattura superficiale

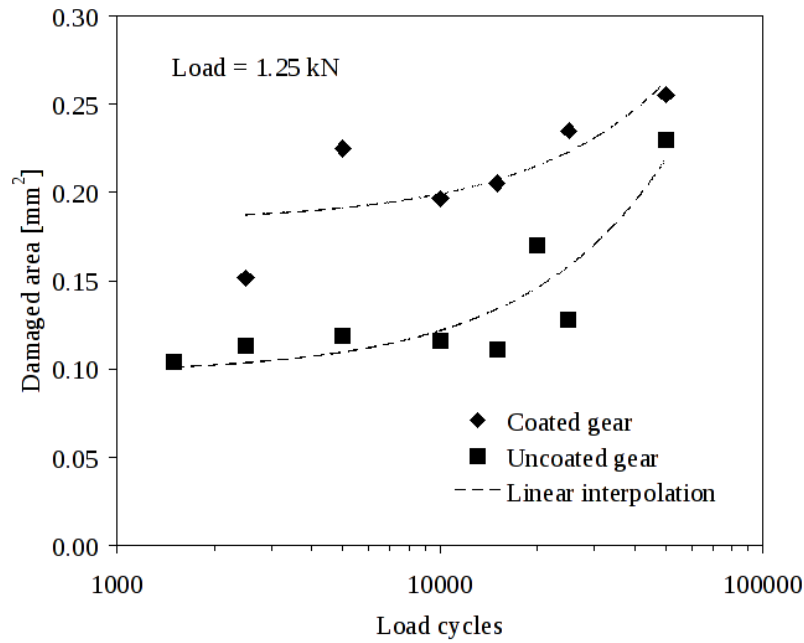


Figura 6.3: Diagramma dell'area danneggiata rispetto al numero di cicli ad un carico costante per le prove di fatica da contatto su ruote standard rivestite e cementate [3].

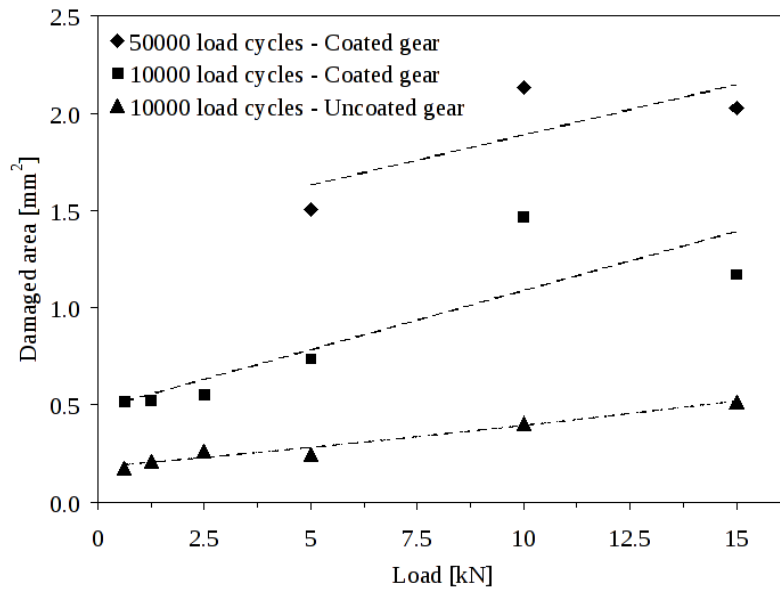


Figura 6.4: Diagramma dell'area danneggiata rispetto al carico applicato ad un numero di cicli costante per le prove di fatica da contatto su ruote standard rivestite e cementate [3].

(*spall*) su un fianco rivestito sottoposto a 1.25 kN per 50000 cicli. Data l'inclinazione della cricca, la presenza del rivestimento *CrN* sembra non aver influenzato il tipico

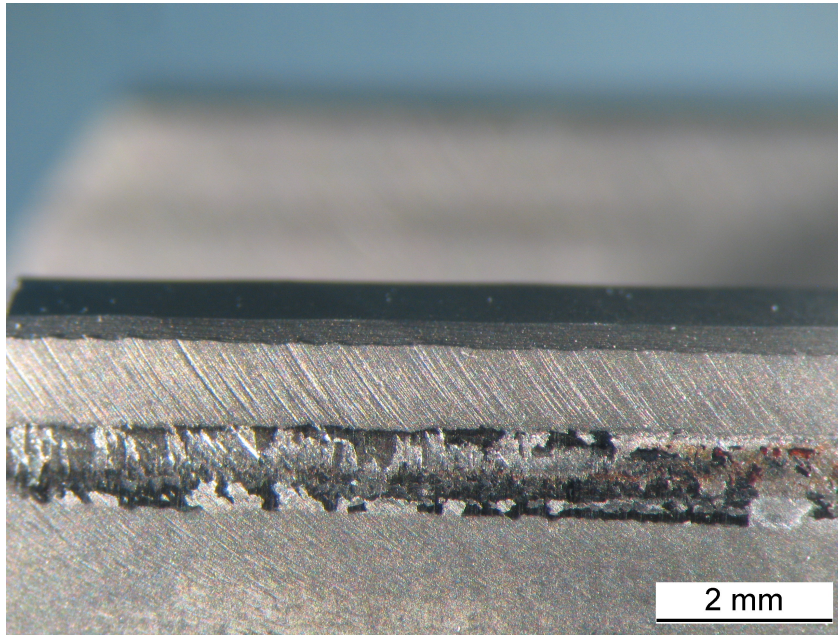


Figura 6.5: Immagini al microscopio (ingrandimento 10x) di un dente rivestito testato a fatica da contatto per 50000 cicli a 10 kN.

meccanismo di danneggiamento, dovuto alla fatica da contatto caratteristico delle ruote dentate non rivestite. Anche le analisi numeriche (vedi paragrafo 4.1) avevano dimostrato che il danneggiamento avveniva sulla superficie del dente, sia per ruote dentate rivestite sia non rivestite, e questo era principalmente dovuto all'assenza di lubrificazione. In Figura 6.7 è mostrato il fianco di un dente rivestito soggetto ad elevati carichi, dove è chiaramente visibile la delaminazione del rivestimento. Le evidenze sperimentali hanno, quindi, confermato i risultati numerici, discussi nel paragrafo 4.1, che avevano mostrato come l'iniziale danneggiamento avveniva sulla superficie esterna per le ruote non rivestite e all'interfaccia rivestimento-substrato per quelle rivestite.

6.2 Prove su ruote dentate ad alte prestazioni

Per valutare l'influenza dei rivestimenti sottili sui fenomeni di fatica da contatto, in presenza di rotolamento, in ruote dentate ad alte prestazioni, è stata condotta una campagna di prove sperimentali con il sistema di prova descritto nel capitolo 3.1.3. Come riportato in precedenza, inizialmente, sono state condotte prove a 30000 cicli e 300 Nm di coppia per verificare le potenzialità del sistema e la ripetibilità delle condizioni di prova simulate; pertanto sono state testate ruote dentate ad alte prestazioni appartenenti alla sesta marcia di un cambio da competizione Ducati 1098R, sia cementate sia rivestite, a secco e in bagno d'olio. Il sistema di prova è stato montato su una macchina di prova assiale idraulica (Instron-1273) con le seguenti caratteristiche:

- massimo carico statico = 250 kN;

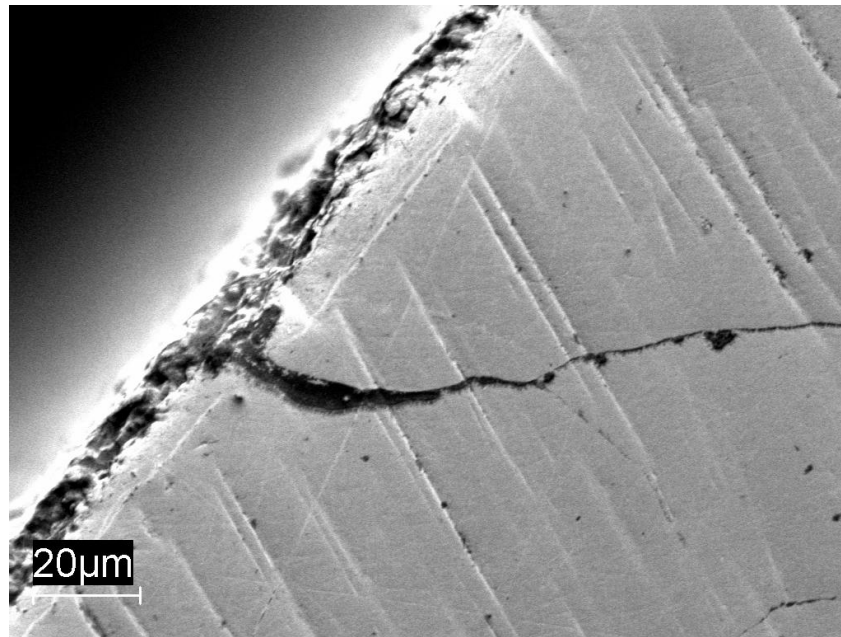


Figura 6.6: Micrografia SEM di una delaminazione incipiente in una ruota dentata standard rivestita con *CrN* e testata a 1.25 kN per 50000 cicli.

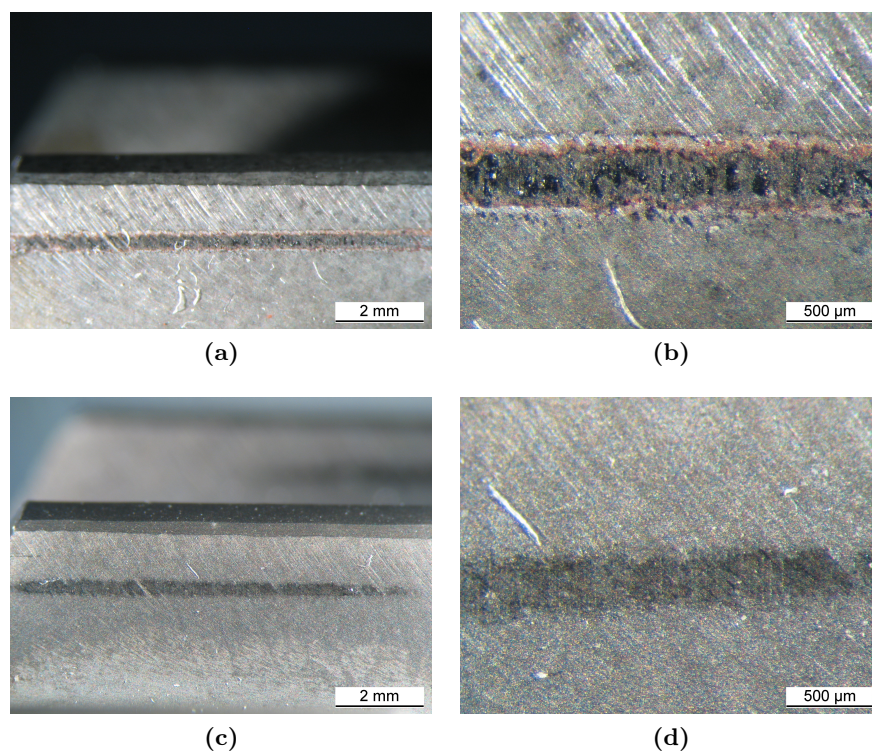


Figura 6.7: Aspetto delle aree danneggiate delle ruote dentate standard testate a fatica da contatto: ruota cementata a ingrandimento 12.5x (a) e 50x (b), ruota rivestita in *CrN* a ingrandimento 12.5x (c) e 50x (d).

- massimo carico dinamico = 125 kN;
- corsa massima = 100 mm;
- frequenza massima = 25 Hz.

Le ruote dentate testate sono realizzate nella lega di acciaio ad alta resistenza UNI EN-16NiCr11 (AISI 3415) cementata; alcune ruote sono state poi sottoposte al trattamento PVD per la deposizione di un film WC/C. Per valutare gli effetti di un sovraccarico, il test di fatica da contatto é stato condotto ad un valore del 20% superiore alla coppia massima di esercizio, a cui sono sottoposte le ruote, la frequenza di applicazione del carico é stata scelta variabile tra 1 e 4 Hz ed é stato usato l'olio lubrificante ad alte prestazioni Wlodoil-F40 (grado SAE 15W-50, API SG). In Tabella 6.2 é riassunto il piano delle prove. Questi test preliminari hanno messo in

Tabella 6.2: Piano delle prove preliminari di fatica da contatto su ruote dentate ad alte prestazioni: coppia applicata 300 Nm.

Test No.	Tipo di ruota	Condizione di prova	No. di cicli
1	rivestita WC/C	a secco	30000
2	rivestita WC/C	a secco	30000
3	rivestita WC/C	in olio	30000
4	rivestita WC/C	in olio	30000
5	cementata	a secco	30000
6	cementata	a secco	30000
7	cementata	in olio	30000
8	cementata	in olio	30000

evidenza le buone performance del sistema di prova: le condizioni di contatto con rotolamento sono state riprodotte accuratamente e la possibilità di condurre prove in bagno d'olio é stata confermata. Una seconda campagna di prove sperimentali, sulle stesse ruote cementate e rivestite con WC/C, é stata, inoltre, condotta, per riprodurre la tipica sollecitazione a cui sono queste sottoposte durante un week-end di gara, ovvero un numero di cicli compreso tra 100000 e 150000. In questo caso é stata considerata la massima coppia agente, pari a 244 Nm, e, come in precedenza, sono state simulate sia le condizioni a secco sia il bagno d'olio. Il sistema di prova é stato montato su una macchina di prova assiale (BRT T1000) con le seguenti caratteristiche:

- massimo carico statico = 1000 kN;
- massimo carico dinamico = 500 kN;
- frequenza massima = 40 Hz;
- corsa massima = 1000 mm;
- cella di carico: HBM U10M-500 trazione/compressione (accuratezza 0.03 %).

Le prove sono state condotte a 1 Hz di frequenza di applicazione del carico e la coppia é stata continuamente monitorata con un'apposita cella di carico torsionale realizzata sull'albero condotto, come descritto nel capitolo 3.1.3. L'olio lubrificante utilizzato é stato il medesimo riportato precedentemente. Il piano delle prove seguito é riassunto in Tabella 6.3.

Tabella 6.3: Piano delle prove di fatica da contatto su ruote dentate ad alte prestazioni: coppia applicata 244 Nm.

Test No.	Tipo di ruota	Condizione di prova	No. di cicli
1	rivestita WC/C	a secco	100000
2	rivestita WC/C	a secco	150000
3	rivestita WC/C	in olio	100000
4	rivestita WC/C	in olio	150000
5	cementata	a secco	100000
6	cementata	a secco	150000
7	cementata	in olio	100000
8	cementata	in olio	150000

6.2.1 Risultati

Il danneggiamento sul fianco dei denti é stato valutato con osservazioni al microscopio e con misure del profilo e della rugosità superficiale. I denti testati preliminarmente a 300 Nm per 30000 cicli sono stati solamente osservati con un microscopio stereoscopico Leica MZ75, per valutare lo stato superficiale e l'aspetto dell'area danneggiata. Le osservazioni hanno evidenziato che un effetto benefico é dato dalla presenza di olio lubrificante; per entrambe le tipologie di ruote, infatti, le immagini dei fianchi testati a secco hanno mostrato aree di danneggiamento notevolmente superiori rispetto a quelle in bagno d'olio. Come mostrato in Figura 6.8, si evidenzia

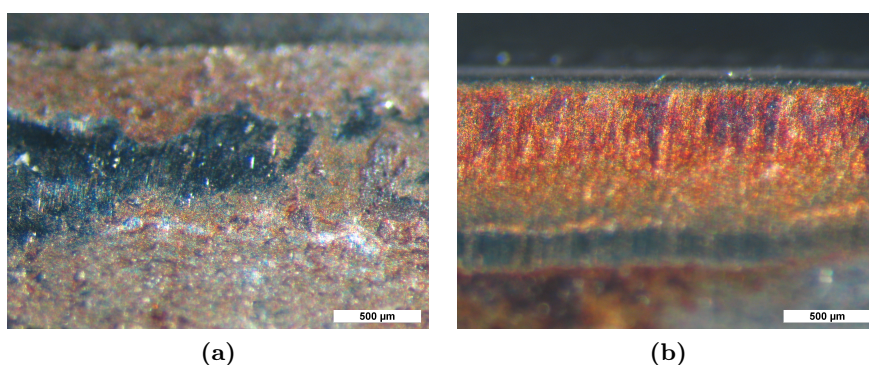


Figura 6.8: Aspetto delle aree danneggiate delle ruote dentate ad alte prestazioni, testate a fatica da contatto senza lubrificazione: ruote rivestite in WC/C a ingrandimento 50x (a) e ruote cementate a ingrandimento 50x (b).

una completa frattura e delaminazione del rivestimento WC/C, mentre, per le ruote

dentate cementate, l'area danneggiata è caratterizzata da una considerevole ossidazione superficiale e da evidenti formazioni di *pit spall*. Per quanto riguarda i test in bagno d'olio, le aree danneggiate sono risultate sensibilmente inferiori rispetto a quelle dei test a secco e non è stata riscontrata la presenza di ossidazione superficiale. Il meato d'olio, quindi, ha contribuito notevolmente alla riduzione degli sforzi tangenziali e delle pressioni di contatto, che sono entrambi aspetti critici per la resistenza a fatica da contatto. Come mostrato in Figura 6.9 non sono presenti fratture o delaminazioni del rivestimento PVD e, anche per le ruote cementate, i fenomeni di danneggiamento superficiale sono meno evidenti. Per la seconda campagna di

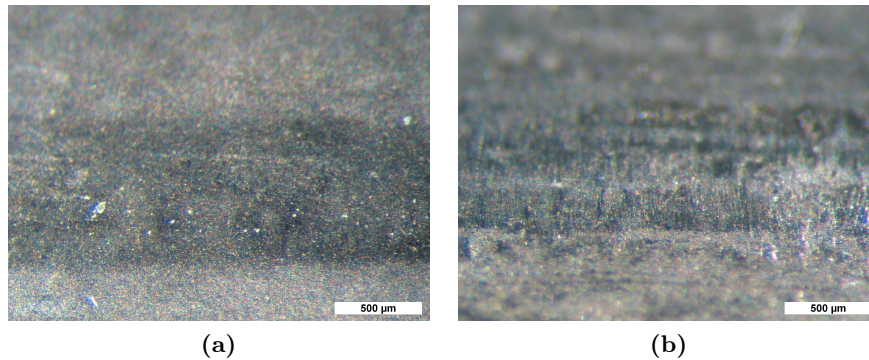


Figura 6.9: Aspetto delle aree danneggiate delle ruote dentate ad alte prestazioni testate a fatica da contatto con lubrificazione: ruote rivestite in WC/C a ingrandimento 50x (a) e ruote cementate a ingrandimento 50x (b).

test, il fianco dei denti è stato prima analizzato al microscopio ottico, per valutarne lo stato superficiale, e, successivamente, sono state fatte analisi quantitative sia di tipo ottico sia con misurazioni del profilo e della rugosità superficiale dei denti; le misurazioni sono state realizzate con un profilometro Formtaly surf 50, con punta in diamante da 2 µm, corsa da 1 50 mm, forza applicata pari a 4 mN e campo di misura da 16 nm a 1 mm. Il danneggiamento è stato valutato calcolando il volume

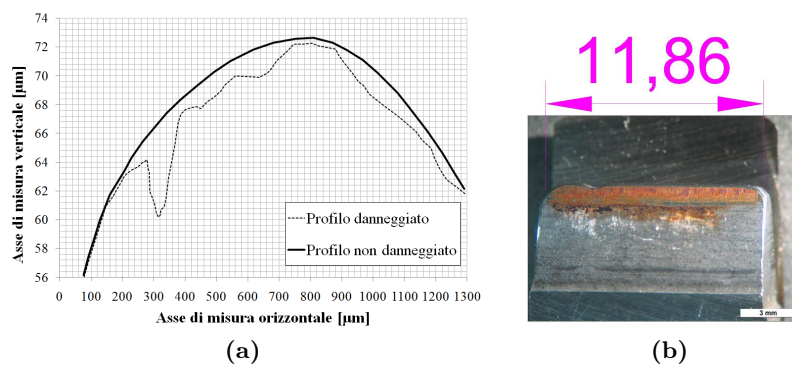


Figura 6.10: Esempio di misura del profilo (a) e dell'estensione (b) del danneggiamento superficiale per la ruota dentata cementata sottoposta a 244 Nm di coppia per 150000 cicli in condizioni non lubrificate.

di materiale asportato dal fianco dei denti. Per ciascun dente, sono state prese tre

misure del profilo lungo lo spessore; i profili ottenuti sono stati poi processati con un software CAD bidimensionale, paragonando il profilo di ciascun dente danneggiato con quello di uno non testato e misurando, in tal modo, la profondità massima del danneggiamento e l'area trasversale dell'impronta residua. Un'ulteriore misura della lunghezza dell'area danneggiata, lungo lo spessore del dente, ha consentito il calcolo, per ciascun fianco sottoposto alle prove, del volume di materiale asportato. In Figura 6.10 è riportato un esempio delle misure ottenute per la ruota dentata cementata sottoposta a 244 Nm di coppia per 150000 cicli in condizioni non lubrificate. La

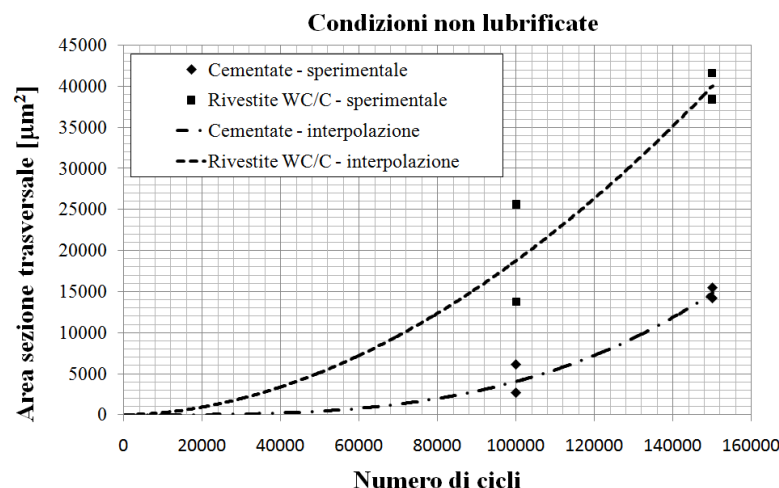


Figura 6.11: Diagramma dell'area trasversale di danneggiamento rispetto al numero di cicli per ruote dentate ad alte prestazioni cementate e rivestite con WC/C e testate a 244 Nm a secco.

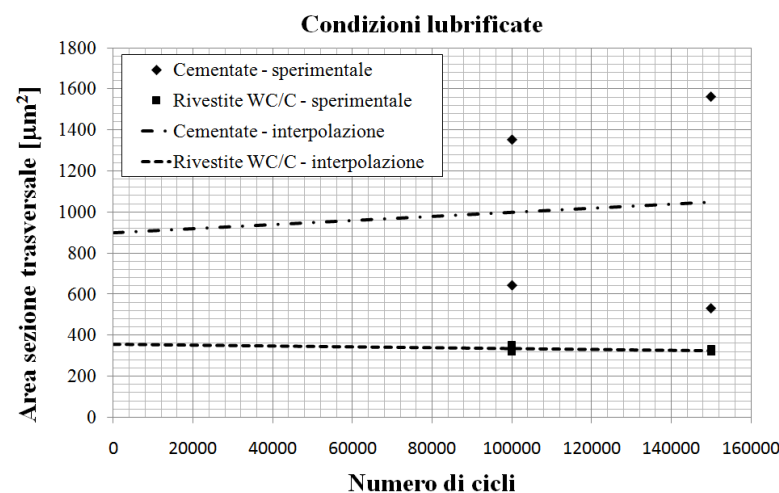


Figura 6.12: Diagramma dell'area trasversale di danneggiamento rispetto al numero di cicli per ruote dentate ad alte prestazioni cementate e rivestite con WC/C e testate a 244 Nm in bagno d'olio.

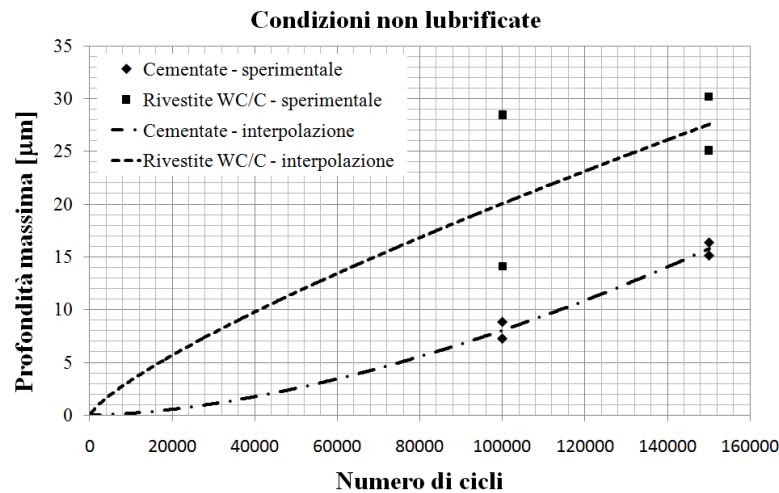


Figura 6.13: Diagramma della massima profondità del danneggiamento rispetto al numero di cicli per ruote dentate ad alte prestazioni cementate e rivestite con WC/C e testate a 244 Nm a secco.

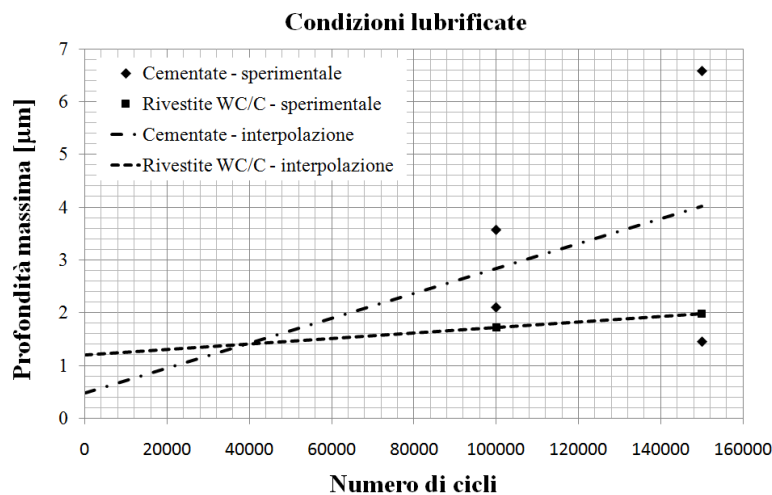


Figura 6.14: Diagramma della massima profondità del danneggiamento rispetto al numero di cicli per ruote dentate ad alte prestazioni cementate e rivestite con WC/C e testate a 244 Nm in bagno d'olio.

raccolta delle misure effettuate ha consentito di costruire i diagrammi mostrati nelle Figure 6.11, 6.12, 6.13, 6.14, 6.15 e 6.16, in cui si riportano, rispettivamente, le aree di danneggiamento trasversali, la massima profondità del danneggiamento e il volume di materiale asportato rispetto al numero di cicli, per ciascun dente. L'osservazione iniziale del fianco dei denti ha messo in evidenza, come atteso, l'effetto benefico della lubrificazione. Come riscontrato anche in precedenza, le superfici dei denti testati a secco sono risultate considerevolmente più danneggiate rispetto a quelle provate in bagno d'olio. Riguardo le prove in condizioni lubrificate, il danneggiamento, dovuto a fatica da contatto, è risultato trascurabile, in particolare per le ruote rivestite.

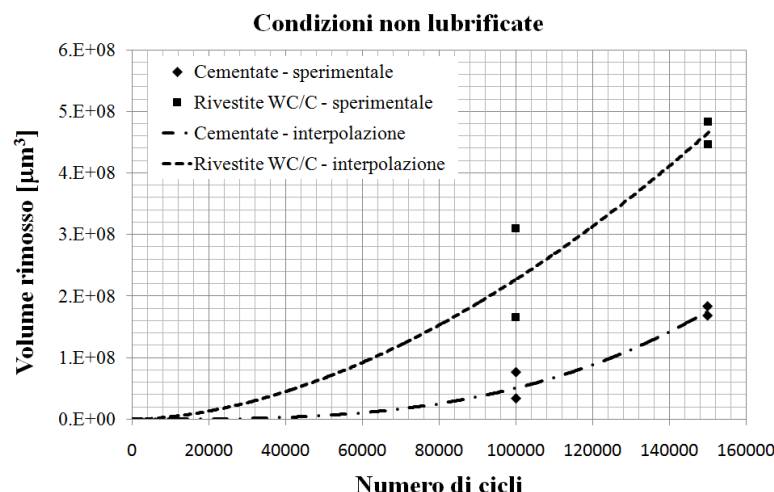


Figura 6.15: Diagramma del volume di materiale asportato rispetto al numero di cicli per ruote dentate ad alte prestazioni cementate e rivestite con WC/C, testate a 244 Nm a secco.

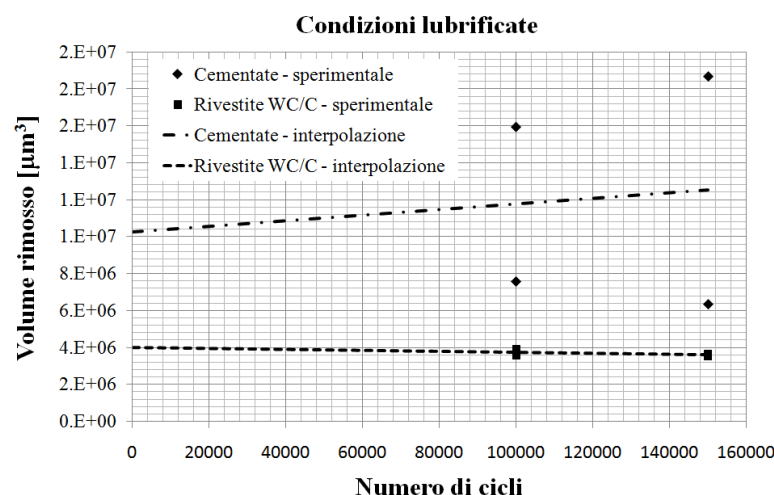


Figura 6.16: Diagramma del volume di materiale asportato rispetto al numero di cicli per ruote dentate ad alte prestazioni cementate e rivestite con WC/C e testate a 244 Nm in bagno d'olio.

Le scarse prestazioni delle ruote dentate rivestite in confronto a quelle cementate in assenza di lubrificazione sono evidenti nelle Figure 6.11, 6.13 e 6.15. Le ruote rivestite, tuttavia, hanno mostrato un comportamento migliore, in condizioni lubrificate, rispetto a quelle cementate. I dati riportati nelle Figure 6.12, 6.14 e 6.16, infatti, mostrano come il film WC/C possa incrementare la resistenza a fatica da contatto, in presenza di lubrificante, dei componenti così rivestiti, rispetto a quelli cementati.

6.2.2 Conclusioni

La fatica da contatto di ruote dentate ad alte prestazioni, cementate e rivestite con il film sottile duro PVD-WC/C, è stata studiata riproducendo le effettive condizioni di contatto con rotolamento presenti nelle applicazioni. Il sistema di prova, espressamente sviluppato per lo scopo, si è dimostrato efficace nel simulare le condizioni di contatto e nell'evitare la presenza di effetti secondari che potessero falsare il risultato delle prove sperimentali. Nelle prove sono state simulate sia le condizioni a secco che la presenza di olio lubrificante ed è stato messo in evidenza l'effetto positivo della sua presenza. In queste condizioni, le ruote dentate rivestite in WC/C si sono dimostrate più efficaci, rispetto a quelle cementate, nel prevenire l'insorgere di fenomeni di fatica da contatto. In ultima analisi, quindi, l'utilizzo di tale rivestimento può essere ragionevolmente preso in considerazione per incrementare la resistenza a fatica da contatto di componenti, quali le ruote dentate, operanti in presenza di lubrificante, che sono le tipiche condizioni di esercizio delle parti meccaniche in contatto. I risultati sperimentali hanno, inoltre, confermato quanto evidenziato con i modelli torico-numerici descritti nel capitolo 4.3 e hanno confermato la necessità di ulteriori ricerche, per incrementare l'affidabilità di tali modelli predittivi, e di ulteriori campagne di prove sperimentali, per avere un numero di dati maggiore e statisticamente significativo.

Capitolo 7

Sistema di prova dinamico

Un avanzato sistema di prova dinamico è stato progettato per testare il cambio completo di una motocicletta da competizione Ducati 1098R, nelle reali condizioni di esercizio. L'obiettivo del lavoro è stato quello di sviluppare un sistema capace di condurre test di fatica da contatto sul cambio in oggetto, controllando in modo continuo diversi parametri, come la velocità di rotazione, la coppia applicata, la temperatura dell'olio nella scatola del cambio e la marcia innestata. Per questa ragione è stato sviluppato un sistema dinamico, mosso da un motore elettrico, in cui le principali unità operative, come il giunto datore di coppia, la frizione e il sistema di cambiata, sono retroazionate in anello chiuso. Un esempio del cambio in oggetto, montato sulla motocicletta Ducati 1098R, e i due alberi del cambio con le rispettive ruote dentate sono mostrati, rispettivamente, in Figura 7.1.(a) e 7.1.(b). Durante la

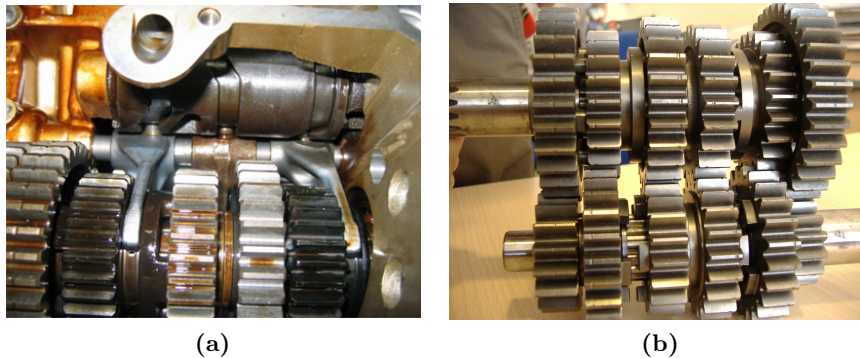


Figura 7.1: Immagini del cambio di una Ducati 1098R (a) e dei relativi alberi con ruote dentate (b).

rotazione, la coppia viene trasmessa dall'albero motore a quello condotto per mezzo di alcune delle ruote dentate, che sono vincolate in rotazione ai rispettivi alberi, tramite dei profili scanalati; le altre ruote dentate sono montate sugli alberi per mezzo di cuscinetti e, quando necessario, vengono accoppiate alle ruote solidali con gli alberi, tramite opportuni innesti assiali. Un disegno schematico della trasmissione della coppia, a seconda della marcia inserita, è mostrato in Figura 7.2: con i colori rosso e verde sono indicate le ruote motrici e quelle condotte, mentre in blu sono state indicate le ruote solidali agli alberi. Per la prima marcia, anche l'albero motore è

indicato in rosso, poiché la relativa ruota dentata è ricavata di pezzo da quest'ultimo. In Tabella 7.1 vengono riassunte le caratteristiche, in termini di numero di denti delle

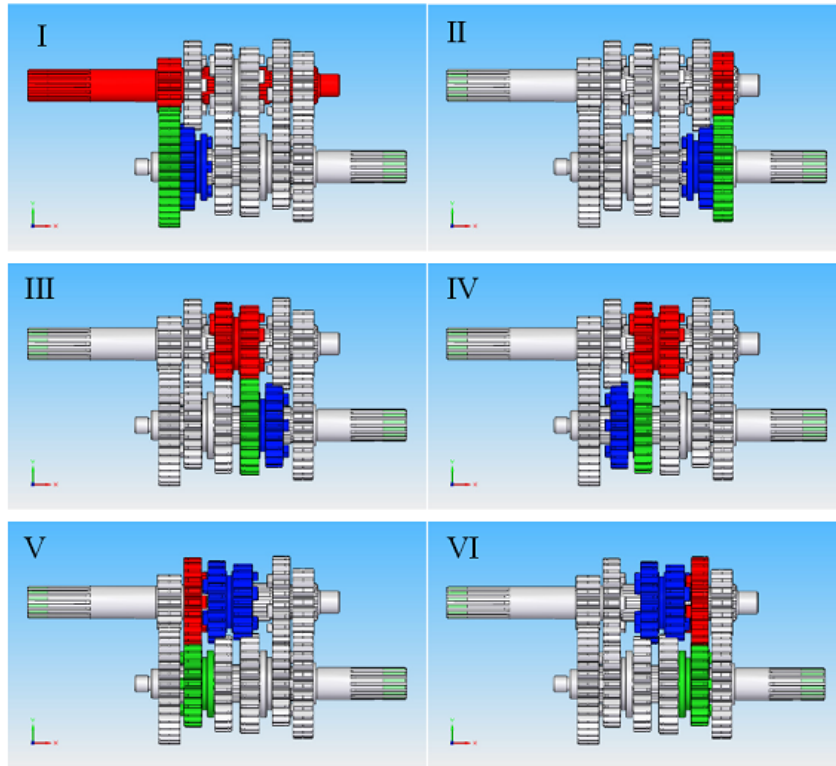


Figura 7.2: Disegno schematico della trasmissione della coppia, a seconda della marcia inserita, per il cambio Ducati 1098R.

ruote e di rapporto di trasmissione, del cambio in oggetto. Nel paragrafo seguente

Tabella 7.1: Caratteristiche del cambio Ducati 1098R: numero di denti delle ruote e rapporti di trasmissione.

Marcia	I	II	III	IV	V	VI
Denti del pignone	15	17	20	22	24	25
Denti della condotta	37	30	27	24	23	22
Rapporto di trasmissione	0.405	0.567	0.741	0.917	1.043	1.136

viene descritto il sistema meccanico, sviluppato per i test sul cambio Ducati 1098R, e ne vengono analizzati i componenti principali.

7.1 Descrizione del sistema di prova dinamico

Il banco prova dinamico è stato progettato per realizzare test di fatica da contatto sul cambio Ducati 1098R a diverse condizioni di esercizio, in termini di coppia applicata, velocità di rotazione e temperatura dell'olio lubrificante. Le principali caratteristiche richieste al sistema di prova sono:

- massima coppia applicata pari a 250 Nm;
- possibilità di cambio marcia in continuo durante il test;
- massima velocità di rotazione pari a 12000 rpm;
- regolazione della temperatura dell'olio lubrificante.

I calcoli della coppia e della velocità di rotazione sono stati condotti basandosi sul diagramma di coppia/potenza del motore Ducati 1098R mostrato in Figura 7.3. Per

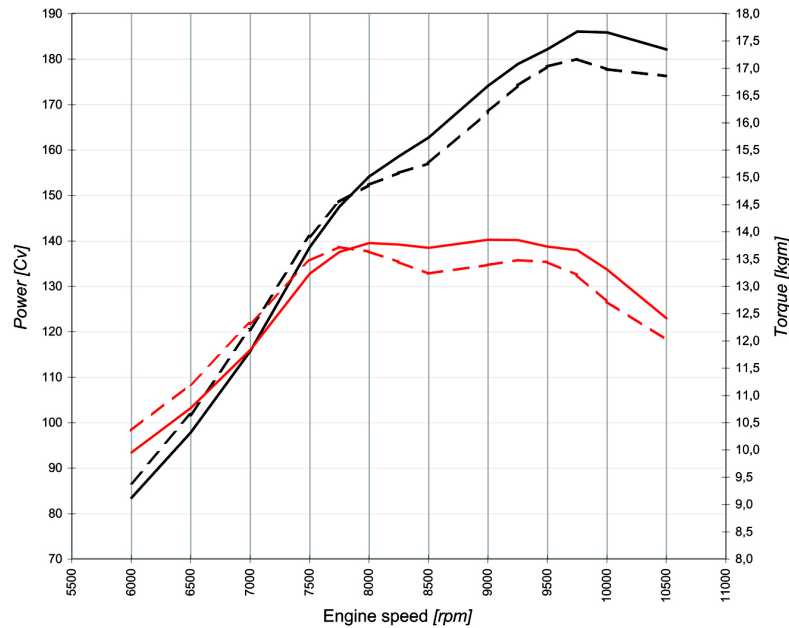


Figura 7.3: Curva di coppia/potenza del motore Ducati 1098R.

garantire le condizioni di prova richieste, è stato progettato un sistema a ricircolo di potenza, in cui due cambi identici vengono montati in parallelo e collegati con due alberi, tramite opportuni ingranaggi di rinvio. La coppia è fornita al sistema attraverso un giunto datore di coppia, appositamente progettato, il quale mette in rotazione relativa le due metà di un albero, generando la coppia voluta. In questo modo vengono testati simultaneamente due cambi. Il layout del sistema con l'indicazione delle unità principali è mostrato in Figura 7.4. Con riferimento alla Figura 7.5, il giunto datore di coppia è costituito dai seguenti componenti:

1. albero con scanalature elicoidali;
2. sfere;
3. cursore;
4. campana;
5. cuscinetti obliqui a rulli;
6. albero di trasmissione;

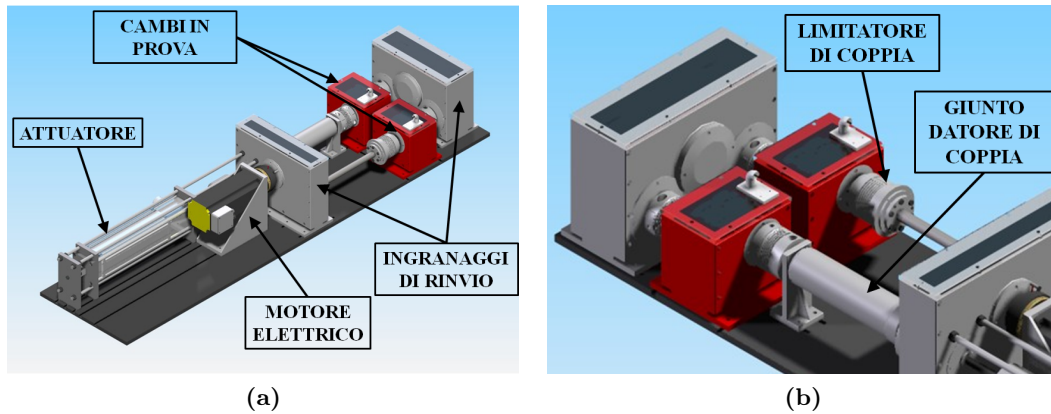


Figura 7.4: Layout del banco prova dinamico per i test sul cambio Ducati 1098R con l'indicazione delle unità principali.

7. prolungamento dello stelo dell'attuatore.

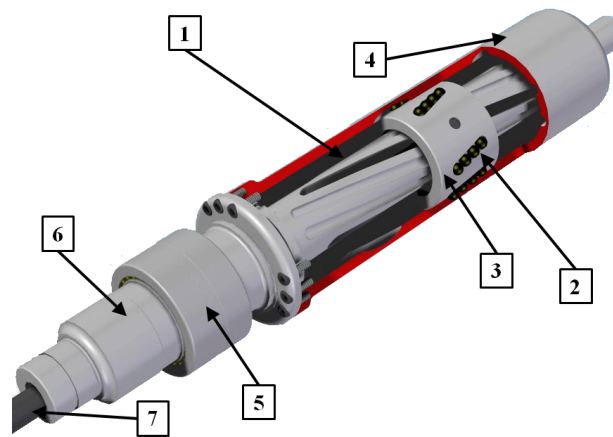


Figura 7.5: Disegno tridimensionale del giunto datore di coppia con indicazione dei componenti principali.

Il giunto datore di coppia è, senza dubbio, il componente più innovativo del sistema e la sua progettazione ha rappresentato un aspettato critico dello sviluppo del banco prova. La rotazione del giunto, che consente di generare la coppia voluta, è ottenuta mediante le piste elicoidali in cui scorrono le sfere posizionate nel cursore. Tale soluzione consente di trasformare lo spostamento assiale, che può essere controllato da un opportuno attuatore pneumatico o idraulico, nella rotazione relativa delle due metà dell'albero motore. Considerando un carico assiale di primo dimensionamento, che consente di ottenere la coppia necessaria, è stato scelto, per la movimentazione del giunto, un cilindro pneumatico modello: Festo DNC-125-100-PV-A-KP. Opportuni cuscinetti obliqui a rulli sono stati, inoltre, considerati per fissare l'attuatore pneumatico alla campana del datore di coppia. Per evitare pericolosi sovraccarichi del sistema durante le prove, è stato previsto l'utilizzo di un limitatore di coppia e, per monitorare continuamente i carichi applicati e ritornare il segnale di retroazione

al sistema di controllo, è stato considerato un torsionometro rotante. Gli alberi con le ruote dentate da sottoporre al test vengono, infine, montate in due carter e supportate con opportuni cuscinetti. Considerando la coppia trasmessa e la massima velocità di rotazione, sono stati scelti i seguenti cuscinetti SKF:

- radiali a rulli cilindrici a una corona: modello NJ 203 ECP
- radiali a doppia corona di sfere: modello 4305 ATN9
- radiali a singola corona di sfere: modello 6305 ETN9

Per l'operazione di cambio marcia è stato considerato il sistema standard montato sul cambio Ducati, composto da un selettore con scanalature elicoidali e da opportune forchettoni di movimentazione. Per consentire il controllo della cambiata durante i test, si è previsto un motore passo-passo che controlli la rotazione del selettore. Durante il cambio marcia, è necessario scollegare il motore elettrico, che muove il sistema, dall'albero motore; per questo motivo si è scelto di interporre, tra motore e sistema, una frizione elettromeccanica modello Ortlinghaus 0008-301. Dato che la coppia, generata dall'apposito giunto, ricircola nel sistema, non è necessario prevedere un motore elettrico ad alta potenza. In una prima fase di dimensionamento, tenendo conto della coppia e della velocità di rotazione in gioco e con l'obiettivo di poter variare progressivamente la velocità durante la prova, è stato scelto un motore brushless da 15 kW. Tutti i componenti del sistema sono stati progettati e verificati

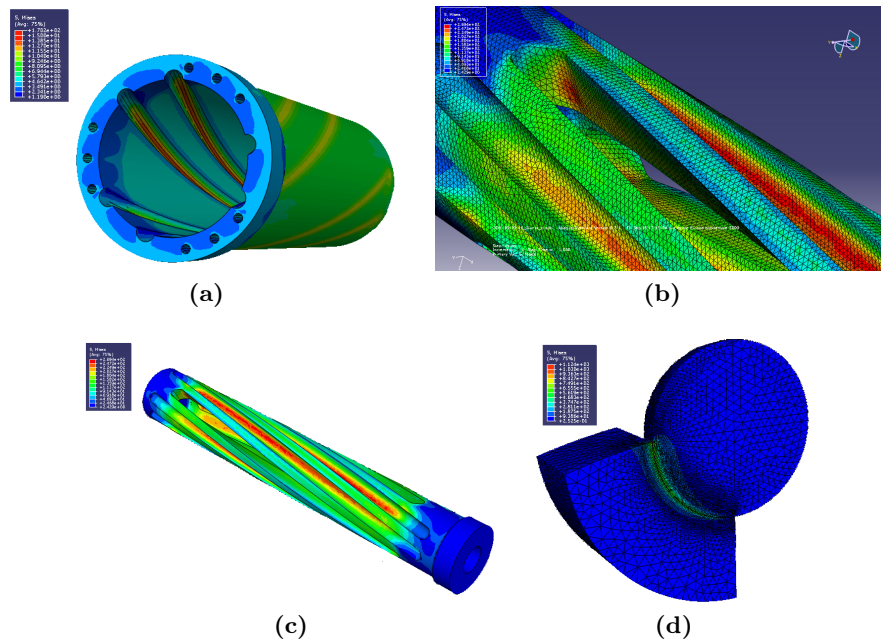


Figura 7.6: Esempio dei risultati delle analisi numeriche condotte sui componenti del giunto datore di coppia: campana (a), albero scanalato (b-c) e dettaglio del contatto tra sfere e relative sedi (d).

a fatica illimitata, considerando le condizioni di esercizio più critiche. Per il giunto datore di coppia, in particolare, si è reso necessario condurre approfondite simulazioni numeriche agli elementi finiti, a causa della sua geometria complessa. Le analisi

FEM hanno consentito di ottimizzare la forma delle aree maggiormente sollecitate e, in particolare, di definire forma e posizione delle scanalature elicoidali per l'alloggiamento delle sfere sulla campana. In Figura 7.6 vengono riportati alcuni dei risultati numerici ottenuti sui componenti del giunto datore di coppia. I materiali scelti, per i principali componenti del sistema, a seguito dei dimensionamenti analitici e delle analisi numeriche, sono elencati in Tabella 7.2.

Tabella 7.2: Materiali scelti per i principali componenti del sistema di prova dinamico.

Componente	Denominazione del materiale	Trattamento
Ruote dentate di rinvio	UNI EN - C45 (AISI 1045)	Temprato
Alberi	UNI EN - C35 (AISI 1035)	Bonificato
Campana del giunto datore di coppia	UNI EN - C45 (AISI 1045)	Temprato
Albero scanalato	UNI EN - C45 (AISI 1045)	Temprato
Prolungamento dello stelo	UNI EN - C35 (AISI 1035)	Bonificato

7.2 Conclusioni

Con l'obiettivo di condurre prove di fatica da contatto sul cambio completo di una motocicletta da competizione Ducati 1098R, è stato accuratamente progettato un banco prova dinamico, che consente di simulare diverse condizioni operative; in particolare, la coppia e la velocità di rotazione possono essere variate in maniera continua, rispettivamente fino ad una massimo di 250 Nm a 12000 giri, e la temperatura del bagno d'olio può essere regolata. Il sistema progettato è tale da rendere possibile il continuo cambio di marcia durante l'esecuzione dei test. Si prevede, in questo senso, che l'attività di ricerca continui con l'ulteriore sviluppo del sistema e con la realizzazione di un prototipo; infine si prevede di progettare il sistema di controllo e di misurazione dei parametri di prova.

Capitolo 8

Conclusioni

Questo lavoro di tesi riassume i risultati ottenuti durante i tre anni di attività di dottorato di ricerca riguardo l'effetto dei rivestimenti sottili duri, depositati con le tecniche PVD e CVD, sulla resistenza dei componenti meccanici. In particolare, è stato studiato, per mezzo di modelli teorico-numerici, approcci statistici e prove sperimentali, il comportamento a fatica e a fatica da contatto dei componenti rivestiti, considerando un'ampia gamma di rivestimenti e materiali di substrato. Sono stati presi in considerazione diversi metalli base, come leghe di acciaio e leghe leggere, con particolare attenzione alla possibilità di rimpiazzare i tradizionali acciai da costruzione con leghe di titanio o alluminio, per quelle applicazioni avanzate dell'industria automotive, aerospaziale e delle competizioni motoristiche, in cui l'alleggerimento dei componenti può giocare un ruolo fondamentale. In questa ricerca sono stati analizzati sia provini standard sia componenti in piena scala. L'utilizzo di componenti in lega leggera, in sostituzione di quelli in acciaio, consente, ad esempio nel settore automotive, di ottenere un minore consumo di combustibile e minori emissioni di gas inquinanti a parità o con un incremento della potenza disponibile.

Gli sforzi residui superficiali, indotti dai processi di deposizione, rappresentano uno dei principali fattori nell'incremento prestazionale sulla resistenza a fatica del substrato; per questa ragione i profili di tensione residua, indotti dai trattamenti superficiali, sono stati sempre considerati sia nei modelli numerici sviluppati, sia nelle procedure teoriche e statistiche applicate in questo lavoro di ricerca. La presenza di compressioni residue, infatti, è ritenuta utile al fine di inibire o rallentare la nucleazione e la propagazione di difetti nel metallo base. Da questo punto di vista, sono stati osservati buoni risultati nel rivestimento di leghe leggere, quali alluminio e titanio. La scelta del rivestimento più efficace per ciascun substrato è, in genere, complessa, come sottolineato dalle evidenze sperimentali riportate in questo lavoro. Infatti, è necessario testare una vasta gamma di combinazioni substrato-rivestimento per determinare la migliore soluzione per una specifica applicazione. In alcuni casi è stato osservato che il rivestimento può essere peggiorativo per la resistenza del materiale base. I migliori risultati, in termini di resistenza a fatica, sono stati messi in evidenza dal rivestimento WC/C depositato con tecnica PVD sulla lega di alluminio 2011-T6. Nel corso di questo lavoro di ricerca, è stata analizzata approfonditamente anche il comportamento a fatica da contatto di componenti rivestiti. In tal senso, sono state condotte prove sperimentali su ruote dentate standard, rivestite e non rivestite, realizzate con la lega di acciaio 18NiCrMo5, con il particolare obiettivo di

convalidare i modelli torico-numerici per la previsione del numero di cicli necessari al primo danneggiamento sul fianco dei denti. I risultati dei test hanno confermato che un rivestimento di CrN , depositato con tecnica PVD e con spessore pari a $10\text{ }\mu\text{m}$, non è efficace per questo tipo di applicazioni, non essendo influente sulla resistenza a fatica da contatto del metallo base. Sono stati, inoltre, sviluppati avanzati modelli FEM bidimensionali per analizzare e interpretare i risultati delle prove di fatica da contatto ottenuti; tali modelli hanno consentito di definire una procedura con cui prevedere il numero di cicli necessari al primo danneggiamento dovuto ai fenomeni di fatica da contatto. La procedura sviluppata ha fornito risultati in buon accordo con quanto ottenuto dalle prove sperimentali sopra menzionate.

Per studiare le variabili ritenute influenti sul comportamento a fatica da contatto dei componenti rivestiti, è stato applicato un avanzato e semplice approccio statistico (metodo DACE); le analisi hanno evidenziato come il danneggiamento a fatica da contatto risulti influenzato in modo relativo dai processi di deposizione superficiale, tuttavia, si possono comunque ottenere incrementi prestazionali. La miglior combinazione di parametri per ritardare il danneggiamento per fatica da contatto nella zona di influenza delle tensioni residue è risultata quella che prevede il rivestimento con maggiore spessore e più alto modulo di elasticità e, inoltre, è stato messo in evidenza come i parametri del rivestimento siano maggiormente influenti rispetto a quelli che caratterizzano il profilo di tensioni residue, in particolare nel caso di substrati in lega leggera. La procedura proposta costituisce, quindi, un utile strumento nel fornire linee guida per i progettisti al fine di definire le migliori proprietà del rivestimento e del substrato per una specifica applicazione.

Per quanto riguarda la propagazione di cricche dovute a fatica da contatto, sono stati sviluppati modelli teorico-numerici avanzati in grado di valutare la vita utile, in termini di numero di cicli necessari al completo danneggiamento, per componenti rivestiti con film sottili duri, simulando una propagazione discreta delle cricche di fatica. Questa procedura è stata applicata ai modelli di ruote dentate ad alte prestazioni per impieghi nelle competizioni motoristiche rivestite con film PVD. I risultati hanno evidenziato che, sebbene le ruote dentate con trattamento classico di cementazione superficiale abbiano mostrato i risultati migliori, le ruote dentate in titanio rivestite con WC/C-PVD possono essere ragionevolmente prese in considerazione per la sostituzione delle tradizionali leghe di acciaio in questo tipo di applicazioni.

Accurate prove di fatica da contatto sulle ruote dentate ad alte prestazioni in oggetto sono state condotte per mezzo di un sistema di prova specificamente progettato e realizzato, che è oggetto di un brevetto depositato. Il sistema può essere adattato ad una macchina di prova universale assiale e le condizioni di fatica da contatto con rotolamento vengono fedelmente riprodotte. Differenti livelli di coppia sono stati applicati nei test a numero di cicli variabile e in diverse condizioni operative. I risultati delle prove sperimentali hanno evidenziato l'importanza della presenza di lubrificazione e, in queste condizioni, le ruote dentate rivestite con WC/C si sono dimostrate più performanti di quelle cementate dal punto di vista della resistenza a fatica da contatto. Per realizzare prove sperimentali sull'intero cambio nelle reali condizioni operative, è stato, infine, sviluppato un avanzato sistema di prova dinamico.

Si prevede di continuare l'attività di ricerca con ulteriori campagne sperimentali sulla fatica da contatto di componenti rivestiti con l'obiettivo di ottenere ulteriori conferme sperimentali e avere così un numero di dati statisticamente si-

gnificativo. Ci si aspetta, inoltre, di migliorare ulteriormente i modelli teorico-numerici considerando, per esempio, criteri di propagazione dei difetti in campo elasto-plastico.

Riferimenti bibliografici

- [1] Tordini F. *Study of the effect of thin hard coatings on the resistance of high strength-to-mass ratio components*. PhD thesis, University of Ferrara, 2008.
- [2] Arthur A. Tracton, editor. *Coatings Technology Handbook*. Taylor & Francis, 3rd edition, 2006.
- [3] Baragetti S., Terranova A., and Tordini F. Contact fatigue behaviour of pvd-coated spur gears. *Key Engineering Materials*, 385–387:57–60, 2008.
- [4] Baragetti S., Cavalleri S., and Tordini F. A numerical and experimental study of the RCF behaviour of PVD-coated spur gears. *Key Engineering Materials*, 452–453:589–592, 2011.
- [5] Baragetti S., Cavalleri S., and Tordini F. Contact fatigue crack growth in PVD-coated spur gears. *Key Engineering Materials*, 417–418:797–800, 2010.
- [6] Baragetti S. and Lusvarghi L. Bolelli G. Tordini F. Fatigue behaviour of a 2011-t6 aluminium alloy coated with pvd wc/c, cvd dlc and pecvd sio_x coatings. *Surface and Coating Technology*.
- [7] Kim K.R., Suh C.M., Murakami R.I., and Chung C.W. Effect of intrinsic properties of ceramic coatings on fatigue behavior of Cr-Mo-V steels. *Surface and Coating Technology*, 171:15–23, 2003.
- [8] Stewart S. and Ahmed R. Rolling contact fatigue of surface coatings - A review. *Wear*, 235:1132–1144, 2002.
- [9] Inoue K., Lyu S., Deng G., and Kato M. Fracture mechanics based evaluation of the effect of the surface treatments on the strength of carburized gears. *Proceedings VDI Berichte*, 1320:357–369, 1196.
- [10] Baragetti S., La Vecchia G.M., and Terranova A. Fatigue behaviour and FEM modelling of thin-coated components. *International journal of Fatigue*, 25:1229–1238, 2003.
- [11] Baragetti S., La Vecchia G.M., and Terranova A. Variables affecting the fatigue resistance of PVD-coated components. *International journal of Fatigue*, 10–12(27):1541–1550, 2005.
- [12] Baragetti S. Fatigue resistance of steel and titanium PVD coated spur gears. *International journal of Fatigue*, 29:1893–1903, 2007.

- [13] Baragetti S., La Vecchia G.M., and Terranova A. Analysis of fatigue crack propagation in nickel-plated components. *International journal of Fatigue*, 23:S395–S404, 2001.
- [14] Su Y.L., Yao S.H., Wei C.S., Wu C.T., and Kao W.H. Evaluation on wear, tension and fatigue behaviour of various PVD coated materials. *Materials Letters*, 35:255–260, 1998.
- [15] Cunha L., Andritschky M., Pichow K., and Wang Z. Microstructure of CrN coatings produced by PVD techniques. *Thin Solid Films*, 355–356:465–471, 1999.
- [16] Leoni M., Scardi P., Rossi S., Fedrizzi L., and Massiani Y. (Ti,Cr)N and Ti/TiN PVD coatings on 304 stainless steel substrates: texture and residual stress. *Thin Solid Films*, 345:263–269, 1999.
- [17] Gobel Th., Menzel S., Hecker M., Bruckner W., Wetzig K., and Genzel Ch. Stress measurements in thermal loaded (Ti,Al)N hard coatings. *Surface and Coating Technology*, 142–144:861–867, 2001.
- [18] Cunha L. and Andritschky M. Residual stress, surface defects and corrosion resistance of CrN hard coatings. *Surface and Coating Technology*, 111:158–162, 1999.
- [19] Baragetti S., Lusvarghi L., Pighetti Mantini F., and Tordini F. Fatigue behaviour of notched PVD-coated titanium components. *Key Engineering Materials*, 348–349:313–316, 2007.
- [20] Baragetti S. and Tordini F. Fatigue resistance of PECVD coated steel alloy. *International Journal of Fatigue*, 29:1832–1838, 2007.
- [21] Barata A., Cunha L., and Moura C. Characterisation of chromium nitride films produced by PVD techniques. *Thin Solid Films*, 398:501–506, 2001.
- [22] Barata A., Cunha L., and Moura C. Corrosion protection by chemical vapor deposition: a review. *Corrosion Reviews*, 23(4–6):355–370, 2005.
- [23] Ejiri S., Sasaki T., and Hirose Y. X-ray stress measurement for TiN films evaporated by PVD. *Thin Solid Films*, 307:178–182, 1997.
- [24] Murotani T., Hirose H., Sasaki T., and Okazaki K. Study on stress measurement of PVD-coating layer. *Thin Solid Films*, 377–378:178–182, 2000.
- [25] Suh C.M., Hwang B.W., and Murakami R.I. Behaviors of residual stress and high-temperature fatigue life in ceramic coatings produced by PVD. *Materials Science and Engineering*, A343:1–7, 2003.
- [26] Šraml M. Flašker J. Computational approach to contact fatigue damage initiation analysis of gear teeth flanks. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 31:1066–1075, 2007.

- [27] Glodež S., Aberšek B., Flašker J., and Ren Z. Evaluation of the service life of gears in regard to surface pitting. *Engineering Fracture Mechanics*, 71:429–438, 2004.
- [28] Kato M., Deng G., Inoue K., and Takatsu N. Evaluation of the strength of carburized spur gear teeth based on fracture mechanics. *JSME International Journal Series C*, 36(2):233–240, 1993.
- [29] Murakami Y. and Endo M. Effects of defects, inclusions and inhomogeneities on fatigue strength. *International Journal of Fatigue*, 16:519–533, 1994.
- [30] Miller KJ. The short crack problem. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 5(3):223–232, 1982.
- [31] El-Haddad M.H., Smith K.N., and Topper T.H. Fatigue crack propagation of short cracks. *ASME Journal of Engineering Materials and Technology*, 101:42–46, 1979.
- [32] Paris P.C. and Erdogan F. A critical analysis of crack propagation laws. *Journal Of Basic Engineering*, 85(4):528–534, 1963.
- [33] Baldissera P., Cavalleri S., Marcassoli P., and Tordini F. Study of the effect of DCT and PVD treatments on the fatigue behaviour of AISI 302 stainless steel. *Key Engineering Materials*, 417–418:49–52, 2010.
- [34] Pauleau Y. Generation and evolution of residual stresses in physical vapour-deposited thin films. *Vacuum*, 61:175–181, 2001.
- [35] Knuyt G., Lauwerens W., and Stals L.M. A unified theoretical model for tensile and compressive residual film stress. *Thin Solid Films*, 370:232–237, 2000.
- [36] Bemporad E., Sebastiano M., De Felicis D., Carassiti F., Valle R., and Casadei F. Production and characterization of duplex coatings (HVOF and PVD) on Ti-6Al-4V substrate. *Thin Solid Films*, 515:186–194, 2006.
- [37] Kennet Holmberg and Allan Matthews. *Coatings Tribology. Properties, Mechanisms, Techniques and Applications in Surface Engineering*. Number 56 in Tribology and Interface Engineering Series. 2nd edition, 2009.
- [38] Zhang Yun. Patent No.CN201340335U - Gear fatigue test fixture, September 2009.
- [39] Stephen Moorhouse. Patent No. GB1061492 - Gear testing apparatus, March 1967.
- [40] Katsuto Endo, Sadaji Hayama, and Zenichi Mochizuki. Patent No. JP11230881 - Method and apparatus for testing bending fatigue of gear, August 1999.
- [41] Yasuro Yoshihara. Patent No. JP04372837 - Gear testing machine, December 1992.
- [42] Arman L Kearfott. Patent No. US3680373 - Gear testing device, August 1972.

- [43] Takeshi Watanabe, Mitsuo Yamamoto, and Norihiro Sekine. Patent No. JP2006052988 - Gear testing device, February 2006.
- [44] Baragetti Sergio, Cavalleri Stefano, Medolago Alessandro, Filugelli Daniele Alessandro, Raineri Giovanni, Tripepi Riccardo, and Campana Federico. Patent No. MI2010A001774 - Banco prova per ruote dentate, September 2010.
- [45] ASM International, editor. *ASM Metal Handbook. Fatigue and Fracture*, volume 19. 10th edition, 1993.
- [46] K.H. Kloos and F. Sschmidt. Surface fatigue and wear, metallurgical aspects of wear. *Deutsche Gesellschaft für Metallkunde*, pages 163–182, 1981.
- [47] Erdemir A. Rolling contact fatigue and wear resistance of hard coatings on bearing steel substrates. *Surface and Coating Technology*, 54–55(1–3):482–489, 1992.
- [48] Inoue K, Kato M., and Yamanaka M. Fatigue strength and crack growth of carburized and shot peened spur gears. In: *Proceedings of Power Transmission Engineering Conference (ASME)*, pages 663–668, 1989.
- [49] Elber W. Fatigue crack closure under cyclic tension. *Engineering Fracture Mechanics*, 2:37–45, 1970.
- [50] UNI 3964:1985. *Mechanical testing of metallic materials. Fatigue testing at room temperature. General principles*. UNI Ente Nazionale Italiano di Unificazione, Milano, Italy.
- [51] ISO 1143:2010. *Metallic materials – Rotating bar bending fatigue testing*. ISO International Organization for Standardization, Geneva, Switzerland .
- [52] ASTM E 739-91:1998. *Standard Practice for Statistical Analysis of Linear or Linearized Stress-Life (S-N) and Strain-Life (ϵ -N) Fatigue Data*. ASTM International, West Conshohocken, PA, USA .
- [53] Sacks J., Welch W.J., Mitchell T.J., and Wynn H.P. Design and analysis of computer experiments. *Statistical Science*, 4(4):409–435, 1989.
- [54] Currin C., Mitchell T., Morris M., and Ylvisaker D. Bayesian prediction of deterministic functions, with applications to the design and analysis of computer experiments. *Journal of American Statistical Association*, 86:953–963, 1991.
- [55] Drignei D. The computational order of a dace dynamical model. *Computational Statistics & Data Analysis*, 51:3654–3665, 2007.
- [56] Condra L.W. *Reliability Improvement with Design of Experiments*. 1993.
- [57] Montgomery D.C. *Design and Analysis of Experiments*. 4th edition, 1997.
- [58] Freddi A., Valsecchi D., Bandini M., and Giovanni G. A design of experiments for fatigue life improvement of components with thermo-mechanical surface treatments. *Proceedings of XXV AIAS International Conference on Material Engineering, Gallipoli - Lecce*, pages 1117–1127, 1996.

- [59] Taguchi G. and Konishi S. *Taguchi methods orthogonal arrays and linear graphs: tools for quality engineering*. 1987.
- [60] Brockenbrough, R.L. and Johnston B.G. *USS Steel Design Manual*. 1968.
- [61] Higashida Y., Burk j.D. j.D. j.D., and Lawrence F.V. Jr. Strain-controlled fatigue behavior of ASTM A36 and A514 grade F steels and 5083-0 aluminum weld materials. *Welding Research Supplement*, pages 334–344, 1978.
- [62] ASM International, editor. *ASM Metal Handbook. Properties and Selection: Stainless Steels, Tool Materials and Special-Purpose Metals*, volume 19. 9th edition, 1980.
- [63] Aslantaş K. and Taşgetiren S. A study of spur gear pitting formation and life prediction. *Wear*, 255(11):1167–1175, 2004.
- [64] Fajdiga G., Glodež S., and Kramar j. Pitting formation due to surface and subsurface initiated fatigue crack growth in contacting mechanical elements. *Wear*, 262(9–10):1217–1224, 2007.
- [65] Fajdiga G., Ren Z., and Kramar j. Comparison of virtual crack extension and strain energy density methods applied to contact surface crack growth. *Engineering Fracture Mechanics*, 74(17):2721–2734, 2007.
- [66] Wanstrand O., Larsson M., and Hedenqvist P. Mechanical and tribological evaluation of PVD WC/C coatings. *Surface and Coating Technology*, 111:247–254, 1999.
- [67] ASTM E 112-96. *Standard Test Methods for Determining Average Grain Size*. ASTM international, West Conshohocken, Pennsylvania, USA .
- [68] Glodež S., Šraml M., and Kramberger J. A computational model for determination of service life of gears. *International Journal of Fatigue*, 24:1013–1020, 2002.
- [69] Baragetti S., Gelfi M., La Vecchia G.M, and Lecis N. Fatigue resistance of crn thin films deposited by arc evaporation process on H11 tool steel and 2205 duplex stainless steel. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 28(7):615–621, 2005.
- [70] Barletta M., Costanza G., and Polini R. Al_2O_3 thin coating of AA 6082 T6 components using a fast regime fluidized bed. *Thin Solid Films*, 515:141–151, 2006.
- [71] Villalobos-Gutierrez C.J. et al. Fatigue and corrosion-fatigue behavior of an AA6063-T6 aluminum alloy coated with a WC-10Co-4Cr alloy deposited by HVOF thermal spraying. *Surface and Coating Technology*, 202:4572–4577, 2008.
- [72] Persson K. and Gahlin R. Tribological performance of a DLC coating in combination with water-based lubricants. *Tribology International*, 36:851–855, 2003.

- [73] Navinšek B., Panjan P., Čekada M., and Quinto D.T. Interface characterization of combination hard/solid lubricant coatings by specific methods. *Surface and Coating Technology*, 154:194–203, 2002.
- [74] Harlin P., Carlsson P., Bexell U., and Olsson M. Influence of surface roughness of PVD coatings on tribological performance in sliding contacts. *Surface and Coating Technology*, 201:4253–4259, 2006.
- [75] Bull S.J. Failure modes in scratch adhesion testing. *Surface and Coating Technology*, 50(1):25–32, 1991.