



UNIVERSITÀ DEGLI STUDI DI PALERMO

Dottorato di Ricerca in Ingegneria dell'Innovazione Tecnologica - Indirizzo Progettazione Meccanica

Dipartimento di Ingegneria (DING)

ING-IND/14 - Progettazione Meccanica e Costruzione di Macchine

Tesi di Dottorato di Ricerca

Progressi sperimentali e numerici nella valutazione dell'integrità strutturale dei solidi mediante Thermoelastic Stress Analysis

Riccardo Cappello

Supervisore:

Prof. Giuseppe Pitarresi

Coordinatore:

Prof. Salvatore Gaglio

Novembre 2022

Ringraziamenti

Il presente elaborato di tesi è frutto di tre anni di lavoro che l'autore ha principalmente condotto presso l'Università di Palermo e, per un periodo complessivo di dieci mesi, presso la Universidade de Evora (PT). L'autore desidera in particolare ringraziare:

il suo tutor accademico, il Prof. Giuseppe Pitarresi, per il supporto, la stima e la passione infusa nel presente lavoro. La sua costante presenza, non circoscrittibile al solo ambito accademico, ha contribuito in maniera significativa alla crescita scientifica e personale dell'autore;

il Prof. Giuseppe Catalanotti per le stimolanti discussioni, la sua amicizia e l'accoglienza presso la *Universidade de Evora*, dove l'autore ha trascorso un periodo di ricerca come *Visiting PhD Student*;

i Professori Giovanni Meneghetti e Mauro Ricotta dell'*Università di Padova* per i dati sperimentali ed il contributo ai risultati presentati nel Capitolo 7.

Infine, l'autore desidera esprimere profonda gratitudine verso la propria famiglia per il sostegno incondizionato ed il continuo incoraggiamento a raggiungere traguardi sempre più ambiziosi.

Indice

Indice delle Figure	vi
Indice delle Tabelle	xiii
1 Introduzione	1
2 Background teorico	4
2.1 Introduzione alla Thermoelastic Stress Analysis	4
2.1.1 La termografia ad infrarossi	4
2.1.2 Termocamere ad infrarossi	6
2.2 Termomeccanica	7
2.2.1 Termodinamica del continuo	8
2.2.2 Heat Diffusion Equation	10
2.2.3 Derivazione della legge dell'effetto termoelastico	11
2.2.4 La dissipazione	13
2.3 Richiami di Meccanica della Frattura	13
2.3.1 Lo Stress Intensity Factor	13
2.3.2 Sviluppo in serie di Williams	16
2.3.3 J-Integral	16
2.4 Crack Closure	17
2.5 L'effetto termoelastico nei materiali anisotropi	19
3 Strategie di Signal Processing	22
3.1 Algoritmi di signal processing	23
3.1.1 Digital Cross Correlation	23
3.1.2 Discrete Fourier Transform	25
3.1.3 Least Squares Fitting	25

3.2	Problematiche	27
3.2.1	Spectral Leakage	27
3.2.2	Frame Drop	29
3.2.3	Determinazione della frequenza di carico	31
3.2.4	La sincronizzazione con il carico. La fase ϕ	31
4	Campagne Sperimentali	34
4.1	Dataset #1: Provino <i>dog-bone</i> di trazione e SENT con cricca (Acciaio AISI 304L)	34
4.2	Dataset #2: Propagazione di cricca in provini SENT (Acciaio AISI 304L)	36
4.3	Dataset #3: Provini di trazione di tipo Dogbone (Acciaio AISI 1045)	37
4.4	Dataset #4: Esperimenti virtuali su materiali compositi (GFRP/CFRP)	40
4.4.1	Modello alla mesoscala	40
5	Valutazione di parametri di Meccanica della Frattura mediante Thermoelastic Stress Analysis	44
5.1	Parametri di Meccanica della Frattura	45
5.1.1	Valutazione dello Stress Intensity Factor	45
5.1.2	Valutazione del J-Integral	46
5.2	Metodi di determinazione dell'apice della cricca	48
5.2.1	Confronto fra metodi	51
5.3	Influenze della scelta dei dati di input	53
5.3.1	Identificazione dell'apice della cricca	54
5.3.2	Influenza dei dati di input su SIF e T-Stress	56
5.4	Valutazione dell'Energy Domain Integral da TSA	58
5.4.1	Calcolo del SIF da J-Integral	58
5.5	Utilizzo di termocamere a sensore microbolometrico	61
5.5.1	Provino di trazione <i>dogbone</i>	61
5.5.2	Provino SENT	65
5.6	Considerazioni finali e sviluppi futuri	69

6	Studio della crack closure con metodi termoelastici	72
6.1	Analisi delle caratteristiche della seconda armonica di temperatura in presenza di crack-closure	73
6.1.1	Modulazione del segnale termoelastico sui fianchi della cricca .	74
6.1.2	Procedura per la valutazione dei carichi di apertura della cricca dal segnale di temperatura	75
6.2	Risultati sperimentali: Provino #1	77
6.2.1	Analisi delle <i>features</i> di crack-closure	77
6.2.2	Estrazione del SIF	79
6.2.3	Evoluzione della crack-closure	81
6.2.4	Stima dei carichi di apertura della cricca (COL)	81
6.2.5	Valutazione della legge di Paris	83
6.3	Risultati sperimentali: Provino #2	84
6.3.1	Influenza del sovraccarico	84
6.4	Considerazioni finali e sviluppi futuri	87
7	Correlazione fra contenuto armonico della temperatura e dissipazione	89
7.1	Analisi del contenuto armonico di temperatura	90
7.1.1	Relazioni di fase	90
7.1.2	Metriche termomeccaniche e tecniche di analisi	91
7.2	Stepwise plots	93
7.2.1	Temperatura T_o	98
7.2.2	Ampiezza della prima armonica E	100
7.2.3	Fase della prima armonica Φ_E	101
7.2.4	Ampiezza della seconda armonica D	102
7.2.5	Fase della seconda armonica Φ_D	103
7.3	Osservazioni generali	108
7.3.1	Approccio globale vs locale	108
7.3.2	Influenze sull'ampiezza della prima armonica	109
7.3.3	Influenza della componente spuria di carico alla seconda armonica	111
7.3.4	Comportamento della fase della seconda armonica	112

7.4	<i>Round Robin Test</i> AIAS: Confronto dei risultati	113
7.5	Considerazioni finali e sviluppi futuri	113
8	Modellazione dell'effetto termoelastico in compositi	115
8.1	Modello alla meso-scala	116
8.1.1	Variazione di temperatura delle lamine e raggiungimento delle condizioni di stazionarietà	117
8.1.2	Effetto dello strato superficiale di resina nella propagazione di calore lungo lo spessore	120
8.1.3	Influenza della frequenza di carico nelle metriche di ampiezza e fase termoelastiche	126
8.2	Considerazioni finali e sviluppi futuri	129
9	Conclusioni e sviluppi futuri	132
9.1	Conclusioni	132
9.2	Sviluppi futuri	134
10	Bibliografia	136
A	Simulazione dell'effetto della temperatura sulla prima armonica	147
B	Disseminazione	149
B.1	Articoli pubblicati su riviste scientifiche	149
B.2	Articoli in preparazione/submitted	149
B.3	Partecipazione a conferenze nazionali ed internazionali	149

Indice delle Figure

2.1	Spettro elettromagnetico con dettaglio sulle lunghezze d'onda dell'infrarosso. [1]	5
2.2	Sensibilità alle diverse lunghezze d'onda dell'infrarosso per differenti tipi di sensori. [2]	7
2.3	Schematizzazione dell'energia dissipata per ciclo di carico (due volte in un ciclo), in relazione al ciclo di isteresi. [3]	14
2.4	Rappresentazione del Sistema di coordinate polari nel caso di un materiale con cricca. [4]	15
2.5	Rappresentazione della zona dominata dalla singolarità ed influenza del fattore di intensificazione delle tensioni. [4]	15
2.6	Rappresentazione della crack closure indotta da plasticità per stato piano di tensione. La zona in grigio rappresenta l'estensione della zona plastica [5]	18
2.7	Rappresentazione di un laminato composito, avente lamine con differente orientamento. [6]	19
2.8	Rappresentazione del riferimento principale del materiale in una lamina unidirezionale. [6]	21
3.1	Spettri di Fourier per un test condotto ad una frequenza di carico di 10 Hz (contrassegnato in rosso nella prima immagine). (a) Spettro di Fourier in assenza di spectral leakage, (b) fenomeno di spectral leakage.	28
3.2	Andamento ciclico dell'errore di leakage, ottenuto modificando gradualmente il numero di frames. L'errore massimo ammonta a 36.34%.	29
3.3	a) Valutazione del numero di frames mancanti per il fenomeno del frame drop e b) confronto fra l'ampiezza del segnale termoelastico valutato prima e dopo la ricostruzione dei frames.	30

3.4	Onde di carico (Load), prima armonica di temperatura (FH) e seconda armonica di temperatura (SH): a) con fase iniziale random; b) dopo la procedura di sincronizzazione proposta, per ricondurle ad un riferimento comune di tipo sinusoidale.	33
4.1	(a) Rappresentazione dei provini testati; (b) fotografia del setup sperimentale.	35
4.2	Diagramma delle prove effettuate. Legenda: TW - Finestra di acquisizione, SF - Frequenza di campionamento, LF - Frequenza di carico, t - tempo, Lx - carico applicato (x=1, 2, 3, 4).	36
4.3	(a) Geometria del provino di trazione dogbone e (b) curva $\sigma - \varepsilon$	38
4.4	Rappresentazione di un protocollo di prova di tipo stepwise.	39
4.5	Schematic representation of the developed model.	41
5.1	Mappe di ampiezza e fase termoelastiche. In basso, una rappresentazione della variazione di fase lungo l'asse della cricca.	50
5.2	A sinistra, mappa del segnale termoelastico. A destra, uno zoom sull'apice della cricca. Le croci indicano le posizioni dell'apice della cricca ottenute con i diversi metodi.	52
5.3	(a) Tempi di calcolo e (b) SIF calcolato al variare della finestra di acquisizione per due test.	53
5.4	Punti di input per la procedura di least squares fitting, per diversi valori di raggio massimo e minimo considerati.	54
5.5	Mappe del segnale termoelastico ΔT , fase ϕ e ampiezza della seconda armonica D_{SH}	54
5.6	Valori in pixel della distanza fra il punto di minimo della fase termoelastica ed le coordinate di apice della cricca per diversi valori di r_{max} e N_w	55
5.7	Valori in pixel della distanza fra il punto di minimo della fase termoelastica ed le coordinate di apice della cricca per diversi valori di r_{max} e N_w	56
5.8	Valutazione di R^2 per diversi valori di r_{max} e N_w	57

5.9	Confronto fra isopache sperimentali e ricostruite dal modello di Williams per diversi valori di r_{max} e N_w	57
5.10	Passaggi per la valutazione di parametri della frattura da dati TSA (legenda: σ_0 – T-stress, W – densità di energia di deformazione, S – matrice di cedevolezza, u_i – componenti di spostamento).	59
5.11	Dominio di calcolo dell’EDI.	59
5.12	(a) Funzione q piramidale; (b) ampiezza termoelastica nell’area di integrazione.	60
5.13	(a) Segnale termoelastico normalizzato vs stress applicato (b) in verde, region-of-interest sul provino di trazione dogbone.	62
5.14	Dati ottenuti dalla camera P per diversi LF e SF: (a) segnale termoelastico vs finestra di acquisizione; (b) rapporto segnale-rumore vs finestra di acquisizione; (c) rapporto segnale rumore vs numero di cicli.	62
5.15	Dati ottenuti dalla camera B per diversi LF e SF: (a) segnale termoelastico vs finestra di acquisizione; (b) rapporto segnale-rumore vs finestra di acquisizione; (c) rapporto segnale rumore vs numero di cicli.	63
5.16	Coefficiente di attenuazione del segnale termoelastico C_{LF} vs frequenza di carico.	64
5.17	Ampiezza termoelastica del provino SENT: (a, b) Camera P, (b, c) Camera B, per diversi valori di TW (a, c) 120 s (b, d) 10 s.	65
5.18	Mappe di fase termoelastica nell’intorno dell’apice della cricca. Confronto fra le features ottenute mediante termocamera B e P per frequenze di carico differenti (3 e 10 Hz).	66
5.19	Confronto fra isopache sperimentali e ricostruite mediante modello di Williams in mappa di ampiezza termoelastica ottenuta con termocamera B.	67
5.20	Valori di SIF vs durata della finestra di acquisizione (TW) per le diverse prove.	68
6.1	Mappe di ampiezza e fase della seconda armonica. Le due mappe presentano specifiche features attribuibili ai fenomeni di crack closure.	73
6.2	(a) rappresentazione schematica dei carichi agenti nell’intorno della cricca, (b) Spettro di potenza con DFT e (c) fasegramma.	74

6.3	Relazione fra le fasi di: (curva blu continua) prima armonica termoelastica, (curva rossa continua) seconda armonica termoelastica all'apice della cricca e (curva rossa tratteggiata) seconda armonica termoelastica sui fianchi della cricca.	75
6.4	(a) Mappa della seconda armonica con, in verde, indicate le aree di estrazione del segnale di temperatura e (b) Segnali di temperatura ricostruito con Least Squares Fitting per le due aree.	76
6.5	(a) Mappa della seconda armonica con selezione dei punti sulla testa e corpo della tartaruga e (b) Segnali di temperatura acquisiti e mediati sulle due aree.	77
6.6	(a)Trasformata di Fourier dei due segnali definiti in Fig. 6.5 e (b) Segnali di temperatura ricostruiti mediante LSF.	78
6.7	(a) Relazione di fase fra i segnali ricostruiti in Fig. 6.5 mediante LSF e (b) Mappa di fase della seconda armonica, dove è possibile notare il caratteristico sfasamento di 180° in corrispondenza dell'apice della cricca.	79
6.8	Mappe di ampiezza della prima armonica di temperatura per differenti estensioni della cricca.	80
6.9	Contour plots con sovrapposizione di dati sperimentali e ricostruiti dal modello. Il numero di termini della serie di Williams utilizzato è $N_W = 7$	80
6.10	Mappe di ampiezza della seconda armonica per tre differenti test.	81
6.11	Mappe di fase della seconda armonica per tre differenti test.	82
6.12	Confronto fra dati sperimentali e modello di Newman per la stima dei carichi di apertura della cricca (COL).	82
6.13	(a) Lunghezza della cricca vs numero di cicli e (b) Legge di Paris in coordinate logaritmiche.	83
6.14	Lunghezza della cricca misurata otticamente vs numero di cicli, per il provino #2.	85
6.15	Mappe di ampiezza, prima armonica, per il provino #2.	85
6.16	Mappe di ampiezza, seconda armonica, per il provino #2.	86
6.17	Mappe di fase, seconda armonica, per il provino #2.	86

7.1	Relazione fra le fasi dei differenti segnali di temperatura, con riferimento ad un carico sinusoidale, considerando teoria termoelastica del secondo ordine e dissipazione intrinseca.	91
7.2	Spettri di Fourier di (i) Segnale di carico, (ii) segnale di temperatura su un punto, (iii) temperatura media per un provino testato con rapporto di carico $R = -1$. Asse y in scala logaritmica.	94
7.3	Spettri di Fourier di (i) Segnale di carico, (ii) segnale di temperatura su un punto, (iii) temperatura media per un provino testato con rapporto di carico $R = 0.1$. Asse y in scala logaritmica.	95
7.4	Mappa di temperatura per diversi livello di carico (provino P13). Le croci verde e blu indicano rispettivamente il valore minimo (quinto percentile) ed il massimo (novantacinquesimo percentile).	96
7.5	Mappa della prima armonica E per diversi livello di carico (provino P13). Le croci verde e blu indicano rispettivamente il valore minimo (quinto percentile) ed il massimo (novantacinquesimo percentile).	96
7.6	Mappa della seconda armonica D per diversi livello di carico (provino P13). Le croci verde e blu indicano rispettivamente il valore minimo (quinto percentile) ed il massimo (novantacinquesimo percentile).	97
7.7	Mappa della fase della prima armonica Φ_E per diversi livello di carico (provino P13). Le croci verde e blu indicano rispettivamente il valore minimo (quinto percentile) ed il massimo (novantacinquesimo percentile).	97
7.8	Mappa della fase della seconda armonica Φ_D per diversi livello di carico (provino P13). Le croci verde e blu indicano rispettivamente il valore minimo (quinto percentile) ed il massimo (novantacinquesimo percentile).	98
7.9	Stepwise plots della temperatura per $R = -1$. Approccio (a) globale e (b) locale.	99
7.10	Stepwise plots della temperatura per $R = 0.1$. Approccio (a) globale e (b) locale.	99
7.11	Ampiezza della prima armonica E per $R = -1$. Approccio (a) globale e (b) locale.	100

7.12	Ampiezza della prima armonica E per $R = 0.1$. Approccio (a) globale e (b) locale.	101
7.13	Cicli di isteresi stabilizzati per σ_a crescenti. (a) $R = -1$; (b) $R = 0.1$	101
7.14	Fase della prima armonica Φ_E per $R = -1$. Approccio (a) globale e (b) locale (TPA). I punti rossi rappresentano i punti sperimentali, i punti blu il valore medio.	102
7.15	Fase della prima armonica Φ_E per $R = 0.1$. Approccio (a) globale e (b) locale (TPA).	102
7.16	Ampiezza della seconda armonica D per $R = -1$. Approccio (a) globale e (b) locale.	103
7.17	Ampiezza della seconda armonica D per $R = 0.1$. Approccio (a) globale e (b) locale.	103
7.18	Evoluzione della fase della seconda armonica Φ_D per $R = -1$ a differenti livelli di carico. Al crescere del carico, la fase diventa più uniforme.	104
7.19	$R = -1$. A sinistra) Istogrammi del numero di pixel nella ROI vs la fase Φ_D . Il grafico è stato ottenuto sincronizzando la fase della seconda armonica rispetto ad un'onda puramente sinusoidale. A destra) Rappresentazione della modulazione di fase, con il medesimo sistema riportato in Fig. 7.1.	105
7.20	$R = 0.1$. A sinistra) Istogrammi del numero di pixel nella ROI vs la fase Φ_D . Il grafico è stato ottenuto sincronizzando la fase della seconda armonica rispetto ad un'onda puramente sinusoidale. A destra) Rappresentazione della modulazione di fase, con il medesimo sistema riportato in Fig. 7.1.	106
7.21	Stepwise plots di Φ_D vs σ_a . a) $R = -1$; b) $R = 0.1$	107
7.22	Plot di $E/\Delta T_{th}$ a) $R = -1$; b) $R = 0.1$	110
7.23	Ampiezza della seconda armonica D , con la sottrazione della componente termoelastica a 2ω , E_{2L} . (a) $R = -1$, (b) $R = 0.1$	112
8.1	Variazione della temperatura nei primi tre cicli di carico per le frequenze a) 0.3 Hz, b) 10 Hz, c) 50 Hz. Provino in GFRP.	118

8.2	Variazione della temperatura nei primi tre cicli di carico per le frequenze a) 0.3 Hz, b) 10 Hz, c) 50 Hz. Provino in CFRP.	119
8.3	Variazione della temperatura lungo lo spessore, per il provino GFRP, a differenti valori di frequenza di carico. Ogni colore rappresenta un layup differente. a) blu - $[0/45/-45/90]_s$, b) verde - $[0/0/90]_s$, c) rosso - $[90/90/0]_s$	122
8.4	Profili di temperatura teorici per il provino GFRP a) blu - $[0/45/-45/90]_s$, b) verde - $[0/0/90]_s$, c) rosso - $[90/90/0]_s$	123
8.5	Variazione della temperatura lungo lo spessore, per il provino CFRP, a differenti valori di frequenza di carico. Ogni colore rappresenta un layup differente. a) blu - $[0/45/-45/90]_s$, b) verde - $[0/0/90]_s$, c) rosso - $[90/90/0]_s$	125
8.6	Profili di temperatura teorici per il provino GFRP a) blu - $[0/45/-45/90]_s$, b) verde - $[0/0/90]_s$, c) rosso - $[90/90/0]_s$	125
8.7	a) Ampiezza del segnale termoelastico e b) fase termoelastica per i provini GFRP al variare della frequenza di carico. Ogni colore si riferisce ad un layup differente.	128
8.8	a) Ampiezza del segnale termoelastico e b) fase termoelastica per i provini GFRP al variare della frequenza di carico. Ogni colore si riferisce ad un layup differente.	128
A.1	E vs σ_a con le temperature riportate in Tab. A.1.	148

Indice delle Tabelle

2.1	Dati di targa indicativi per le diverse famiglie di sensori utilizzati comunemente in prove di TSA.	7
4.1	Parametri di prova per $R = -1$. Tra parentesi il numero di punti disponibili per ogni valore di tensione applicata.	39
4.2	Parametri di prova per $R = 0.1$. Tra parentesi il numero di punti disponibili per ogni valore di tensione applicata.	39
4.3	Proprietà della resina epossidica inserita nel modello.	41
4.4	Proprietà delle lamine unidirezionali impiegate nel modello.	42
4.5	Parametri di prova.	43
5.1	Posizione dell'apice della cricca ottenuto mediante i diversi metodi proposti.	51
5.2	Dimensioni dell'area di fitting e del dominio di calcolo di J	59
5.3	Valori di SIF e EDI dall'analisi del provino SENT#1.	60
5.4	Valori di SIF da microbolometrica corretti #1 [MPa \sqrt{m}]	68
5.5	Valori di SIF da microbolometrica corretti #2 [MPa \sqrt{m}]	69
6.1	Coefficienti della legge di Paris	84
7.1	Relazioni fra le fasi di carico, effetti termoelastici e dissipazione. Tra parentesi si indica se la metrica si riferisce alla teoria termoelastica del primo (I) o del secondo (II) ordine.	91
A.1	Segnale termoelastico valutato per differenti tassi di variazione di T_o	147

Introduzione

Il presente lavoro di tesi riguarda lo studio e l'applicazione della tecnica sperimentale a campo intero e non a contatto *Thermoelastic Stress Analysis* (TSA). La TSA è una tecnica in grado di fornire informazioni sullo stato tensionale di un solido valutando le variazioni di temperatura indotte dall'effetto termoelastico.

I grandi progressi nel campo della termografia ad infrarossi negli ultimi decenni, uniti alla semplicità del setup sperimentale, la rapidità e la relativa immediatezza nell'analisi dei dati hanno portato ad una grandissima diffusione della tecnica, in particolare nel campo della Meccanica della Frattura e della fatica dei materiali.

Pertanto, l'obiettivo principale del presente lavoro di tesi è l'utilizzo della TSA nei suoi differenti campi di applicazione, al fine di analizzare criticamente e massimizzare le informazioni estraibili mediante analisi termoelastiche.

I risultati presentati sono ottenuti sia mediante indagini sperimentali, condotte su materiali isotropi, che per mezzo di modelli numerici, con applicazione ai materiali ortotropi.

La tesi è strutturata come segue.

Il Capitolo 2 presenta il fondamento teorico della tesi, costituito da una breve introduzione alla *Thermoelastic Stress Analysis* e dalla definizione degli strumenti teorici che verranno utilizzati nel prosieguo del lavoro. In particolare, si ricavano le formulazioni dell'effetto termoelastico, la loro estensione per il caso dei materiali anisotropi, e si introducono elementi di meccanica della frattura.

Nel Capitolo 3 si discutono in modo critico le strategie di analisi dei dati termoelastici, descrivendo i principali algoritmi di *signal processing* e le problematiche correlate, definendo gli accorgimenti necessari per effettuare una buona acquisizione termoelastica.

Il Capitolo 4 presenta l'attività sperimentale condotta su diversi provini in acciaio e le caratteristiche del modello numerico impiegato.

Nel Capitolo 5 si affronta l'applicazione della TSA a problematiche di Meccanica della Frattura, con particolare attenzione ai metodi di localizzazione dell'apice della cricca. Segue una descrizione delle tecniche di estrazione di parametri di Meccanica della Frattura e il confronto fra comportamenti di diversi tipi di sensori e l'introduzione di una tecnica di calibrazione che consente di effettuare valutazioni quantitative con i sensori microbolometrici.

Il Capitolo 6 esplora la possibilità di utilizzare la TSA per rilevare la presenza di *Crack-Closure*, confrontando i risultati sperimentali con previsioni teoriche ottenute analizzando la fisica del problema. La presenza del fenomeno, infatti, lascia delle *signatures* termiche peculiari che la TSA è in grado di rilevare molto accuratamente. Inoltre, si propone un metodo per la determinazione del carico di apertura della cricca (*Crack Opening Load* - COL).

Nel Capitolo 7 si analizza l'influenza esercitata dall'insorgere di fenomeni dissipativi sulle metriche termoelastiche. La variazione delle componenti armoniche della temperatura può essere in certa misura correlata al limite di resistenza a fatica del materiale. È stato riscontrato che la fase della seconda armonica è molto sensibile alla presenza di dissipazione, la cui informazione è codificata in corrispondenza di ben precisi sfasamenti rispetto al segnale di carico.

Il Capitolo 8, infine, presenta l'analisi del comportamento termoelastico in materiali anisotropi effettuata per mezzo di un modello numerico alla mesoscala. Il metodo proposto consente di esplorare l'influenza di differenti fattori e di avere accesso ad informazioni non facilmente ottenibili sperimentalmente, costituendo uno strumento potente da affiancare all'indagine sperimentale.

Le principali conclusioni del lavoro possono essere riassunte come segue:

- si conferma l'efficacia della tecnica nell'analisi di strutture con difetti, sia in termini di *tracking*, che di analisi quantitativa di parametri di Meccanica della Frattura e di individuazione della presenza di *crack-closure*;
- si dimostra che la dissipazione lascia un'impronta fortemente riconoscibile nella temperatura, in particolare sulla seconda armonica termoelastica;
- si presenta la validità dell'indagine numerica, in particolare applicata sui materiali compositi a matrice polimerica, come strumento aggiuntivo per facilitare

la comprensione dei dati sperimentali, non sempre di immediata e semplice interpretabilità.

Background teorico

2.1 Introduzione alla Thermoelastic Stress Analysis

La legge dell'effetto termelastico, che lega le variazioni di temperatura in campo elastico allo stato tensionale in un materiale, nel caso di materiale isotropo in condizioni adiabatiche può essere espressa come [7] (per maggiori informazioni riguardo la derivazione di questa legge si faccia riferimento alla sezione 2.2.3):

$$\Delta T = -T_o K_o \sigma_a \sin(\omega t) \quad (2.1)$$

Mediante l'utilizzo della tecnica a campo intero di analisi sperimentale delle sollecitazioni Thermoelastic Stress Analysis (TSA), la conoscenza dello stato tensionale dipende dalla misura delle variazioni di temperatura correlate.

In un tipico setup di TSA, l'adiabaticità del processo è garantita applicando carichi ciclici, ad una frequenza sufficientemente elevata da rendere trascurabili le trasmissioni di calore fra provino ed ambiente. Le variazioni di temperatura, invece, sono misurate mediante l'utilizzo di termocamere ad infrarossi.

2.1.1 La termografia ad infrarossi

Tutti i corpi emettono radiazioni nel campo dell'infrarosso quando la loro temperatura è superiore allo zero assoluto. Il campo dell'infrarosso è caratterizzato da uno spettro di lunghezze d'onda da 0.7 a 1000 μm , come riportato in Fig. 2.1 [1].

Fra le differenti bande che è possibile identificare nel campo dell'infrarosso, i sensori delle termocamere, generalmente, operano nelle seguenti lunghezze d'onda:

- SWIR: Short Wavelength Infra-Red, con lunghezze d'onda comprese tra 1.4 e

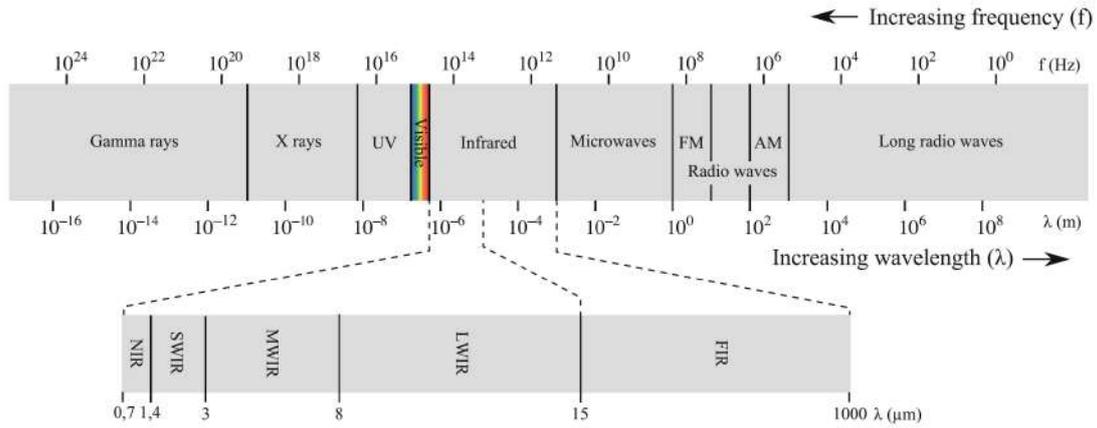


Figura 2.1: Spettro elettromagnetico con dettaglio sulle lunghezze d'onda dell'infrarosso. [1]

3 μm .

- MWIR: Mid Wavelength Infra-Red, con lunghezze d'onda comprese tra 3 e 8 μm .
- LWIR: Long Wavelength Infra-Red, con lunghezze d'onda comprese tra 8 e 14 μm .

La radiazione emessa da un corpo nero a data temperatura T è descritta dalla legge di Planck [1]:

$$I(\lambda, T) = \frac{2\pi hc^2}{\lambda^5 (e^{hc/\lambda k_B T} - 1)} \quad (2.2)$$

dove λ è la lunghezza d'onda, h è la costante di Planck (6.626×10^{-34} Js), c è la velocità della luce (299792458 m/s) e k_B è la costante di Boltzmann ($1.3806503 \times 10^{-23}$ J/K).

In generale, i materiali comunemente testati non sono corpi neri, bensì corpi grigi, pertanto Eq. 2.2, sarà scalata di un fattore compreso fra 0 ed 1 denominato emissività ε . Per questo, pratica diffusa nei setup di TSA è l'applicazione di un sottile strato superficiale di vernice nera opaca ad elevata emissività per incrementare ed uniformare l'emissività del materiale analizzato, riducendo l'influenza di rumore e fenomeni spuri come ad esempio la riflessione.

2.1.2 Termocamere ad infrarossi

Le termocamere ad infrarossi sono uno strumento utilizzato per la misurazione non a contatto della temperatura in solidi e strutture. Le termocamere ad infrarossi sono sensibili alla radiazione emessa dal corpo in analisi, secondo la relazione espressa in Eq. 2.2. Il flusso effettivo ricevuto dal sensore, $\Delta\Phi$, è ottenuto integrando sulla banda di lunghezze d'onda in cui il sensore è sensibile.

Le termocamere comunemente utilizzate possono essere suddivise in due categorie, in funzione del tipo di sensore:

- **Termocamere con sensore fotonico o raffreddato:** valutano il flusso di fotoni che investe il sensore in un certo intervallo di tempo, denominato tempo di integrazione (*Integration Time* - IT).
- **Termocamere con sensore microbolometrico:** la radiazione che incide sul sensore, di materiale conduttivo, causa una variazione di temperatura che è convertita in un segnale elettrico.

I principali dati di targa di una termocamera ad infrarossi sono:

- Risoluzione termica (*Noise Equivalent Temperature Difference* - NETD): ossia la minima differenza di temperatura in grado di generare un segnale al di sopra del rumore elettronico della termocamera.
- Risoluzione del frame (*Focal Plane Array* - FPA): rappresentato dal numero di pixel che compone un singolo termogramma.
- Frequenza di acquisizione (*frame rate* - fps): ossia la velocità di acquisizione dei termogrammi. Può essere aumentata riducendo le dimensioni del frame da analizzare (*subwindowing*).
- Risoluzione spaziale (*Field Of View* - FOV): indica l'area fisica che può essere ispezionata da una termocamera, dipende strettamente dall'ottica utilizzata.

Le termocamere con sensore fotonico sono generalmente più performanti e più costose rispetto ai sensori microbolometrici. In Tab. 2.1 si riportano dei dati indicativi di performance per i due tipi di sensori.

Tabella 2.1: Dati di targa indicativi per le diverse famiglie di sensori utilizzati comunemente in prove di TSA.

Tipologia di sensore	FPA	NETD	FPS
Raffreddato	640×512	15 – 20 mK	≤ 200 Hz
Microbolometrico	640×512	30 – 50 mK	≤ 50 Hz

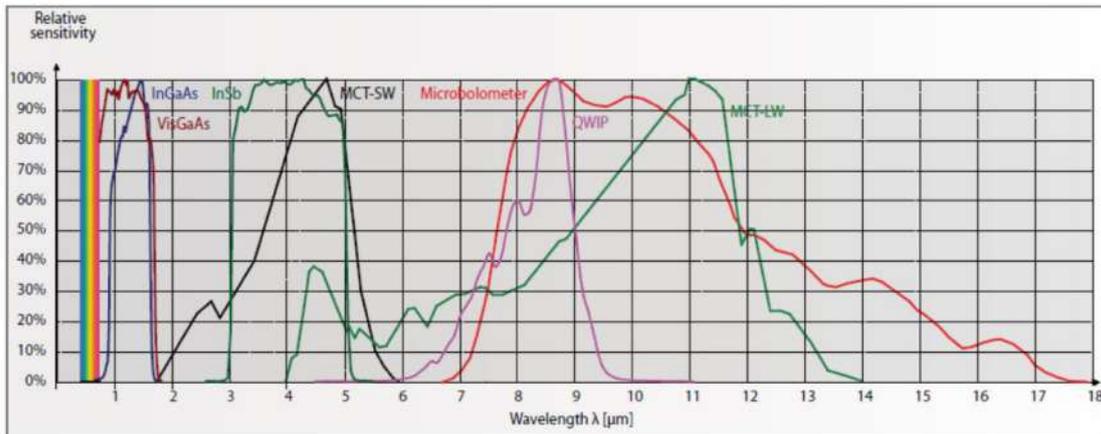


Figura 2.2: Sensibilità alle diverse lunghezze d'onda dell'infrarosso per differenti tipi di sensori. [2]

In Fig. 2.2 si riportano le curve di risposta nel campo dell'infrarosso per diversi tipi di sensori comunemente utilizzati in termocamere [2].

Per i valori di lunghezza d'onda caratteristici dei sensori utilizzati per applicazioni di termografia l'atmosfera presenta un coefficiente di assorbimento quasi nullo, risultando in un'attenuazione minima dell'informazione elettromagnetica [8].

2.2 Termomeccanica

La deformazione meccanica di un materiale è generalmente accompagnata da variazioni di temperatura. Come verrà approfondito nelle sezioni seguenti, generalmente, in un materiale soggetto a carichi ciclici si verifica l'attivazione di due differenti sorgenti di calore: (i) una sorgente termoelastica, di natura reversibile, e (ii) una sorgente dissipativa, frutto di fenomeni irreversibili. L'equazione di diffusione del calore *Heat Diffusion Equation* considera tutte le sorgenti di calore all'interno di un sistema, pertanto l'approccio termomeccanico alla base di questo lavoro di tesi non può prescindere dalla definizione di questo strumento.

2.2.1 Termodinamica del continuo

In questa sezione si presentano i passaggi necessari ad ottenere la *Heat Diffusion Equation* a partire dall'applicazione dei principi della termodinamica. L'approccio termodinamico presentato nel prosieguo si basa fortemente su quanto proposto da Lemaitre e Chaboche in [9].

Per il primo principio della termodinamica, scritto per unità di massa, la variazione di energia interna du in un solido può essere espressa come somma del lavoro esercitato sul sistema dw e del calore scambiato con l'ambiente esterno dq come:

$$du = \delta w + \delta q \quad (2.3)$$

con:

$$\delta q = -div(q_f) + q_s + r_e/\rho \quad (2.4)$$

dove $div(q_f)$ è la divergenza del flusso termico, q_s rappresenta le sorgenti di calore e r_e rappresenta i contributi esterni di calore diversi dalla conduzione e ρ è la densità. E:

$$\delta w = \frac{\sigma_{ij}d\varepsilon_{ij}}{\rho} \quad (2.5)$$

Il lavoro è interamente attribuito all'energia di deformazione $\sigma_{ij}d\varepsilon_{ij}$. Sostituendo Eq. 2.4, 2.5 in Eq. 2.3 si ottiene:

$$du = \frac{\sigma_{ij}d\varepsilon_{ij}}{\rho} - div(q_f) + q_s + r_e/\rho \quad (2.6)$$

Introducendo il secondo principio della termodinamica, l'entropia s è definita come:

$$ds = \frac{\delta q}{T} \geq \frac{\delta q_{rev}}{T} \quad (2.7)$$

dove il pedice *rev* rappresenta un processo reversibile. Eq. 2.7 può essere riscritta eliminando la disuguaglianza ed introducendo un fattore D che tiene in considerazione eventuali fenomeni di natura non reversibile, legati alla dissipazione.

$$ds = \frac{D + \delta q}{T} \quad (2.8)$$

Introducendo il potenziale di Helmholtz H , definito come:

$$H = u - Ts \quad (2.9)$$

e valutandone la derivata rispetto alla temperatura:

$$dH = du - Tds - sdT \quad (2.10)$$

introducendo le Eq. 2.3, 2.5, 2.8 in Eq. 2.10, si ottiene:

$$dH = \frac{\sigma_{ij}d\varepsilon_{ij}}{\rho} - D - sdT \quad (2.11)$$

Dal momento che H dipende dalle variabili di stato: T (temperatura), ε (deformazione) e x (variabili interne), è possibile riscrivere dH come:

$$dH = \left(\frac{\partial H}{\partial \varepsilon} \right)_{T,x} \cdot d\varepsilon + \left(\frac{\partial H}{\partial T} \right)_{\varepsilon,x} \cdot dT + \left(\frac{\partial H}{\partial x} \right)_{\varepsilon,T} \cdot dx \quad (2.12)$$

Analogamente, l'entropia ds può essere scritta come:

$$ds = \left(\frac{\partial s}{\partial \varepsilon} \right)_{T,x} \cdot d\varepsilon + \left(\frac{\partial s}{\partial T} \right)_{\varepsilon,x} \cdot dT + \left(\frac{\partial s}{\partial x} \right)_{\varepsilon,T} \cdot dx \quad (2.13)$$

È possibile inoltre dimostrare che [9] $\sigma_{ij} = \rho \frac{\partial H}{\partial \varepsilon}$ e $s = -\frac{\partial H}{\partial T}$, sostituendo ds nel primo e terzo termine:

$$ds = -\left(\frac{\partial^2 H}{\partial T \partial \varepsilon} \right)_x \cdot d\varepsilon + \left(\frac{\partial s}{\partial T} \right)_{\varepsilon,x} \cdot dT - \left(\frac{\partial^2 H}{\partial T \partial x} \right)_\varepsilon \cdot dx \quad (2.14)$$

Ed introducendo il calore specifico C_ε :

$$C_\varepsilon = \left(\frac{\delta q}{dT} \right)_{\varepsilon,x} = \left(\frac{Tds}{dT} \right)_{\varepsilon,x} = T \left(\frac{\partial s}{\partial T} \right)_{\varepsilon,x} \quad (2.15)$$

Sostituendo nella Eq. 2.14 $\sigma_{ij} = \rho \frac{\partial H}{\partial \varepsilon}$, e introducendo Eq. 2.15, l'entropia ds può ancora essere riscritta come:

$$ds = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \sigma}{\partial T} \cdot d\varepsilon + \frac{C_\varepsilon}{T} \cdot dT - \left(\frac{\partial^2 H}{\partial T \partial x} \right)_\varepsilon \cdot dx \quad (2.16)$$

Introducendo la Eq. 2.4 nella 2.8:

$$ds = \frac{D - \text{div}(q_f) + q_s + r_e/\rho}{T} \quad (2.17)$$

ed eguagliando al ds nella Eq. 2.16:

$$D - \text{div}(q_f) + \rho q_s + r_e = -\frac{T}{\rho} \frac{\partial \sigma}{\partial T} \cdot d\varepsilon + C_\varepsilon \cdot dT - T \left(\frac{\partial s}{\partial x} \right)_{\varepsilon, T} \cdot dx \quad (2.18)$$

Introducendo infine la legge di conduzione di Fourier, è possibile esprimere la divergenza del flusso termico q_f come:

$$q_f = -K \nabla T \rightarrow \text{div}(-K \nabla T) = -K \text{div}(\nabla T) = -K \nabla^2 T \quad (2.19)$$

Combinando la Eq. 2.18 con la Eq. 2.19, e riordinando i termini si ottiene l'equazione di calore espressa per unità di massa:

$$C_\varepsilon dT - K \nabla^2 T = D + \frac{T}{\rho} \frac{\partial \sigma}{\partial T} \cdot d\varepsilon + T \left(\frac{\partial^2 H}{\partial T \partial x} \right)_{\varepsilon, T} \cdot dx + q_s + \frac{r_e}{\rho} \quad (2.20)$$

2.2.2 Heat Diffusion Equation

La *Heat Diffusion Equation* descrive lo stato termodinamico locale di un sistema attraverso l'uso delle seguenti variabili di stato: la temperatura T , il tensore di deformazioni ε_{ij} e le variabili interne di stato \mathbf{x} , che descrivono le variazioni microstrutturali nel materiale. Combinando il primo ed il secondo principio della termodinamica e introducendo il potenziale termodinamico di Helmholtz H , è stato possibile scrivere un bilancio locale di energia nella forma di una equazione di diffusione del calore, come [9, 10], ottenuta dividendo la Eq. 2.20 per la densità ρ ed incorporando le sorgenti di calore esterne (q_s e r_e) nel solo termine q_s .

$$\rho C_\varepsilon \dot{T} - k \nabla^2 T = D_m + T \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial T} \dot{\varepsilon}_{ij}^e + T \rho \frac{\partial^2 H}{\partial T \partial \mathbf{x}} \dot{\mathbf{x}} + q_s \quad (2.21)$$

dove:

- $k \nabla^2 T$ rappresenta la diffusione di calore;

- D_m è il termine che rappresenta la dissipazione;
- $T \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial T} \dot{\varepsilon}_{ij}^e$ è il primo termine di accoppiamento termomeccanico, ovvero la sorgente termoelastica, che rappresenta la variazione di temperatura per deformazioni in campo elastico;
- $T \rho \frac{\partial^2 H}{\partial T \partial \mathbf{x}} \dot{\mathbf{x}}$ comprende le altre sorgenti di calore collegate ad altri accoppiamenti termomeccanici, associati al vettore di variabili interne \mathbf{x} ;
- q_s tiene in considerazione le sorgenti esterne di calore.

2.2.3 Derivazione della legge dell'effetto termoelastico

Nell'ambito dell'applicazione di carichi ciclici la trasformazione può essere considerata adiabatica quando la frequenza di carico supera una certa soglia e non avviene l'attivazione della sorgente dissipativa [11]. Inoltre, generalmente, in campo elastico e con ampiezze di carico sufficientemente piccole da non innescare variazioni di stato anche il termine $\dot{\mathbf{x}}$ è pari a zero [10, 12].

Se si verificano queste condizioni, l'unico termine diverso da zero al secondo membro dell'Eq. 2.21 è la sorgente termoelastica. Quindi, Eq. 2.21 può essere riscritta come:

$$\dot{T} = \frac{T}{\rho C_\varepsilon} \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial T} \dot{\varepsilon}_{ij}^e \quad (2.22)$$

e, integrando nel tempo:

$$\Delta T = \frac{T_o}{\rho C_\varepsilon} \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial T} \Delta \varepsilon_{ij} \quad (2.23)$$

In Eq. 2.23, la derivata del tensore degli sforzi rispetto alla temperatura è calcolata considerando le relazioni elastiche della legge di Hooke. La scelta di trascurare o considerare la variazione delle costanti elastiche con la temperatura porta a due diverse formulazioni, note come leggi termoelastiche del primo e del secondo ordine [7]. Nel prosieguo della trattazione si farà riferimento al solo caso di materiali isotropi, dedicando una sezione apposita per i materiali ortotropi.

Nella formulazione del primo ordine, si trascura la variazione delle costanti elastiche e del coefficiente di espansione termica con la temperatura, e Eq. 2.23 può

essere semplificata, ottenendo:

$$\Delta T = \frac{T_o}{\rho C_\varepsilon} (-\gamma \cdot \delta_{ij}) \Delta \varepsilon_{ij} = -\frac{T_o}{\rho C_\varepsilon} \frac{E\alpha}{(1-2\nu)} \Delta \varepsilon_{ii} = -T_o \frac{\alpha}{\rho C_p} \Delta \sigma_{ii} \quad (2.24)$$

La formulazione del secondo ordine, proposta per la prima volta da Wong et al. [13, 14] considera la dipendenza dalla temperatura per le costanti elastiche e per il coefficiente di espansione termica, portando ad ottenere una relazione più complessa:

$$\rho C_\varepsilon \frac{\dot{T}}{T} = - \left[\alpha + \left(\frac{\nu}{E^2} \frac{\partial E}{\partial T} - \frac{1}{E} \frac{\partial \nu}{\partial T} \right) \sigma_I \right] \dot{\sigma}_I + \left[\frac{(1+\nu)}{E^2} \frac{\partial E}{\partial T} - \frac{1}{E} \frac{\partial \nu}{\partial T} \right] \sigma_i \dot{\sigma}_i \quad (2.25)$$

In Eq. 2.25, $\sigma_I = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$ rappresenta il primo invariante di tensione, mentre $\sigma_i = \sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ sono le tensioni principali.

È possibile effettuare un'ulteriore semplificazione, considerando uno stato tensionale unidimensionale, ponendo quindi $\sigma_1 = \sigma$, $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$, Eq. 2.25 può essere ancora riscritta come:

$$\rho C_\varepsilon \frac{\dot{T}}{T} = - \left[\alpha - \frac{1}{E^2} \frac{\partial E}{\partial T} \sigma \right] \dot{\sigma} \quad (2.26)$$

Infine, se si considera un carico puramente sinusoidale (tipico nelle applicazioni di Thermoelastic Stress Analysis), espresso come $\sigma = \sigma_m + \sigma_a \sin(\omega t)$, con ω che rappresenta la pulsazione angolare, $\omega = 2\pi f_L$ e f_L la frequenza di carico, integrando per parti le Eq. (2.22) e (2.26) possono essere in ultima istanza espresse come:

$$\Delta T = -T_o K_o \sigma_a \sin(\omega t) \quad (2.27)$$

$$\Delta T = -T_o (K_o - K_1 \sigma_m) \sigma_a \sin(\omega t) - T_o K_2 (\sigma_a)^2 \cos(2\omega t) \quad (2.28)$$

dove:

$$K_o = \frac{\alpha}{\rho C_\varepsilon}; K_1 = \frac{1}{\rho C_\varepsilon} \frac{1}{E^2} \frac{\partial E}{\partial T}; K_2 = \frac{1}{\rho C_\varepsilon} \frac{1}{4E^2} \frac{\partial E}{\partial T} \quad (2.29)$$

In generale è ragionevole ipotizzare che $(K_o - K_1 \sigma_m) > 0$, e $K_2 < 0$. Questa

condizione è verificata per la maggior parte dei metalli di comune uso dove, $dE/dT < 0$ [15, 16]. Inoltre, la costante termoelastica K_o è definita positiva.

2.2.4 La dissipazione

La sorgente termica D_m nella Eq. (2.21) tiene in considerazione la dissipazione intrinseca, ottenuta come la differenza fra il tasso di energia non-elastica irreversibile e l'energia immagazzinata nel materiale, che può essere scritta come:

$$D_m = \sigma_{ij}\dot{\epsilon}_{ij} - \sigma_{ij}\dot{\epsilon}_{ij}^e - A_x\dot{\mathbf{x}} = \sigma_{ij}\dot{\epsilon}_{ij}^p - A_x\dot{\mathbf{x}} \quad (2.30)$$

L'integrale del termine $\sigma_{ij}\dot{\epsilon}_{ij}$ in un ciclo di carico coincide con l'area del ciclo di isteresi.

I diversi tentativi di quantificare D_m ed i termini dell'Eq. 2.30 [8, 11, 17–23] hanno dimostrato che la dissipazione intrinseca è generalmente trascurabile rispetto alla sorgente di calore termoelastica, per basse ampiezze di carico, aumentando la sua influenza al crescere di tensioni applicate e frequenze di carico [11].

Quando nel materiale è già presente una certa quantità di deformazione plastica, la sorgente termica della dissipazione viene attivata due volte per ciclo di carico [9, 24–26]. Pertanto, la componente dissipativa presenterà una componente significativa al doppio della frequenza di carico $2f_L$, come rappresentato schematicamente in Fig. 2.3.

Pertanto, la produzione di calore per fenomeni dissipativi, che avviene in corrispondenza dei picchi e delle valli dei cicli di carico [8, 27, 28], può essere espressa come:

$$\Delta T_{d2\omega} = -|T_d| \cos(2\omega t) \quad (2.31)$$

2.3 Richiami di Meccanica della Frattura

2.3.1 Lo Stress Intensity Factor

La Meccanica della Frattura Lineare Elastica (LEFM – Linear Elastic Fracture Mechanics) permette di esprimere le tensioni all'apice della cricca assumendo che il

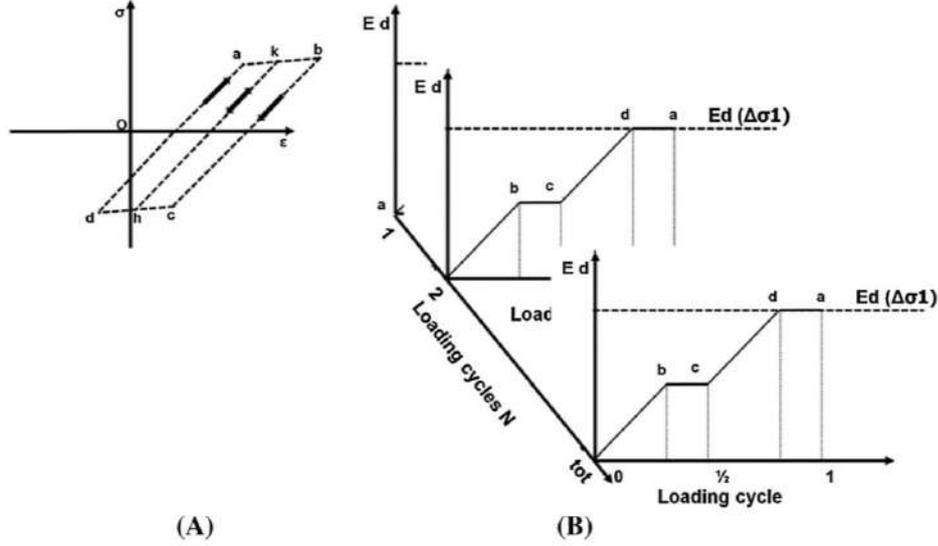


Figura 2.3: Schematizzazione dell'energia dissipata per ciclo di carico (due volte in un ciclo), in relazione al ciclo di isteresi. [3]

corpo in questione abbia un comportamento elastico-lineare.

Per un materiale isotropo, lo stato tensionale all'apice della cricca in un sistema di riferimento in coordinate polari (pertanto definito dalla coordinata radiale r e angolare θ , come mostrato in Fig. 2.4) centrato sull'apice della cricca è descritto da una legge del tipo [4]:

$$\sigma_{ij} = \frac{\kappa}{\sqrt{r}} f_{ij}(\theta) + \sum_{N=0}^{\infty} A_N r^{N/2} g_{ij}^{(N)}(\theta) \quad (2.32)$$

dove κ e A_N sono delle costanti, f_{ij} e g_{ij} sono funzioni delle coordinate r e θ .

L'approssimarsi all'apice della cricca ($r \rightarrow 0$) fa tendere ad infinito il primo termine del secondo membro in Eq. 2.32 e a zero tutti gli altri, aumentando il peso del primo termine quanto più ci si avvicina all'apice della cricca (zona dominata dalla singolarità).

È possibile esprimere $\kappa = K/\sqrt{2\pi}$ essendo K definito come fattore di intensificazione degli sforzi o SIF (*Stress Intensity Factor*). Il SIF è un parametro in grado di descrivere completamente lo stato tensionale all'apice della cricca, come rappresentato in Fig. 2.5

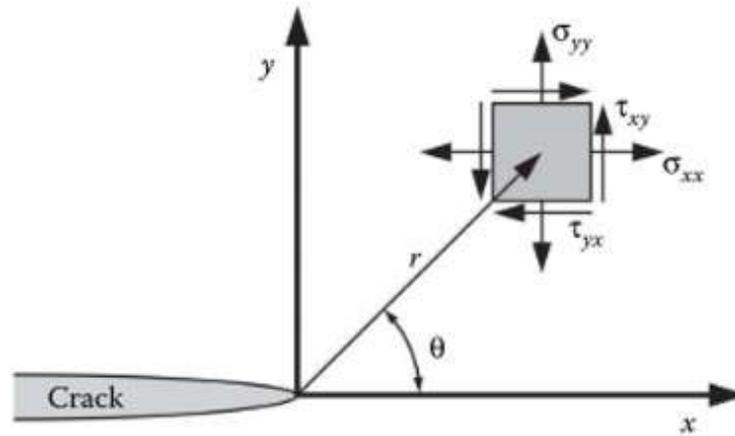


Figura 2.4: Rappresentazione del Sistema di coordinate polari nel caso di un materiale con cricca. [4]

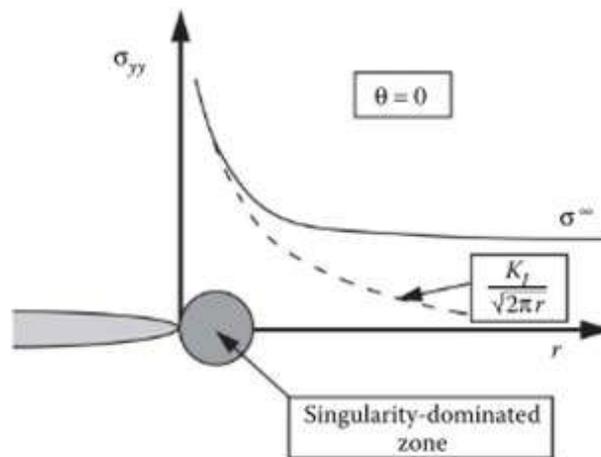


Figura 2.5: Rappresentazione della zona dominata dalla singolarità ed influenza del fattore di intensificazione delle tensioni. [4]

2.3.2 Sviluppo in serie di Williams

Equazione 2.32 può essere esplicitata e riscritta nella nota formulazione dello sviluppo in serie di Williams [29, 30]:

$$\begin{aligned}
 \sigma_{xx} &= \sum_{n=1}^{\infty} \left(A_{In} \frac{n}{2} \right) r^{\frac{n}{2}-1} \left\{ \left[2 + (-1)^n + \frac{n}{2} \right] \cos \left(\frac{n}{2} - 1 \right) \vartheta - \left(\frac{n}{2} - 1 \right) \cos \left(\frac{n}{2} - 3 \right) \vartheta \right\} \\
 \sigma_{yy} &= \sum_{n=1}^{\infty} \left(A_{In} \frac{n}{2} \right) r^{\frac{n}{2}-1} \left\{ \left[2 - (-1)^n - \frac{n}{2} \right] \cos \left(\frac{n}{2} - 1 \right) \vartheta + \left(\frac{n}{2} - 1 \right) \cos \left(\frac{n}{2} - 3 \right) \vartheta \right\} \\
 \tau_{xy} &= \sum_{n=1}^{\infty} \left(A_{In} \frac{n}{2} \right) r^{\frac{n}{2}-1} \left\{ - \left[(-1)^n + \frac{n}{2} \right] \sin \left(\frac{n}{2} - 1 \right) \vartheta + \left(\frac{n}{2} - 1 \right) \sin \left(\frac{n}{2} - 3 \right) \vartheta \right\}
 \end{aligned} \tag{2.33}$$

Dal momento che la Thermoelastic Stress Analysis correla la variazione di temperatura con lo stato tensionale mediante il primo invariante delle tensioni $\Delta(\sigma_{xx} + \sigma_{yy})$, è conveniente riscrivere Eq. 2.33 come:

$$(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) = \sum_{n=1}^{\infty} A_{In} \left[2nr^{\frac{n}{2}-1} \cos \left(\frac{n}{2} - 1 \right) \vartheta \right] \tag{2.34}$$

2.3.3 J-Integral

Nel campo della meccanica della frattura elasto plastica (EPFM - Elastic Plastic Fracture Mechanics), il J-Integral è un parametro in grado di descrivere le condizioni nell'intorno dell'apice della cricca con meno limitazioni di quelle presenti nella meccanica della frattura lineare elastica ma che può essere utilizzato anche per un materiale con comportamento elastico.

Il J-Integral è definito come derivata dell'energia potenziale rispetto all'estensione della cricca: $j = -d\Pi/dA$ (pari all'energy release rate nel caso elastico lineare) e, analogamente all'energy release rate, per un materiale isotropo, è legato al SIF mediante la relazione [4]:

$$j = \frac{K^2}{E} \tag{2.35}$$

dove K è il SIF e E è il modulo di Young del materiale.

Scelto un percorso di integrazione arbitrario Γ , percorso in senso antiorario, [4, 31], il J-Integral è espresso come:

$$J = \int_{\Gamma} \left(w dx_2 - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x_1} ds \right) \quad (2.36)$$

dove $w = \frac{1}{2} \sigma_{ij} \varepsilon_{ij}$ è la densità di energia di deformazione (con σ_{ij} e ε_{ij} , rispettivamente, tensori di tensione e deformazione), T_i le sollecitazioni lungo il percorso di integrazione ($T_i = \sigma_{ij} n_j$ dove n_i è la i -esima componente di n , normale al percorso di integrazione Γ). Le coordinate $\{x_1, x_2\}$ definiscono il sistema di riferimento, essendo x_1 allineato con l'asse della cricca.

2.4 Crack Closure

La propagazione di cricche a fatica in materiali metallici è spesso accompagnata da un fenomeno denominato *crack closure*, in presenza del quale la cricca non rimane aperta per tutta la durata del ciclo di carico, anche per rapporti di carico $R > 0$ [32].

Tra i differenti meccanismi che possono innescare il fenomeno della crack closure è possibile annoverare [5]:

- plasticità
- rugosità
- presenza di ossidi

Per le finalità del presente lavoro di tesi, è sufficiente considerare la crack-closure indotta da fenomeni di plasticizzazione, in condizioni di stato piano di tensione. Gli elementi di volume nella zona plastica all'apice della cricca [33] risultano allungati, e questo allungamento è bilanciato da una riduzione dello spessore, come rappresentato in Fig. 2.6. La propagazione della cricca nella zona plastica, pertanto, causa un contatto tra i fianchi della cricca anche quando il provino è sottoposto a un carico di trazione.

In letteratura sono stati proposti modelli per prevedere i carichi di apertura della cricca (*Crack Opening Load* - COL), come ad esempio il modello di Newman per una provino contenente una cricca centrata [34]. Nel caso di rapporto di carico $R > 0$,

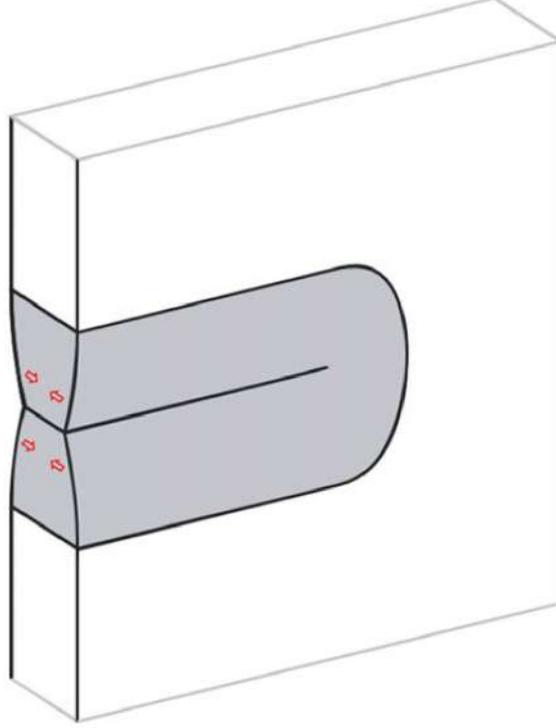


Figura 2.6: Rappresentazione della crack closure indotta da plasticità per stato piano di tensione. La zona in grigio rappresenta l'estensione della zona plastica [5]

il rapporto fra il massimo carico applicato S_{max} ed il carico a cui avviene l'apertura della cricca S_O viene espresso come:

$$\frac{S_O}{S_{max}} = A_0 + A_1 R + A_2 R^2 + A_3 R^3 \quad (2.37)$$

con i coefficienti A_i ottenuti mediante fitting e pari a:

$$A_0 = (0.825 - 0.34\alpha + 0.05\alpha^2)[\cos(\pi S_{max}/2\sigma_y)]^{1/\alpha} \quad (2.38)$$

$$A_1 = (0.415 - 0.071\alpha)S_{max}/\sigma_y \quad (2.39)$$

$$A_2 = 1 - A_0 - A_1 - A_3 \quad (2.40)$$

$$A_3 = 2A_0 + A_1 - 1 \quad (2.41)$$

Il coefficiente α è pari ad 1 nel caso di stato piano di tensione e 3 nel caso di

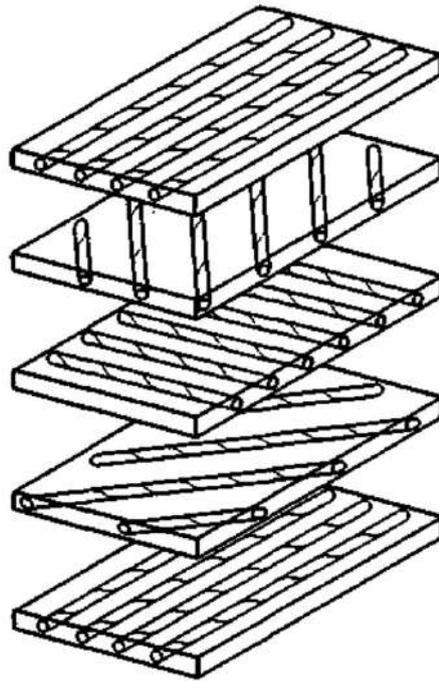


Figura 2.7: Rappresentazione di un laminato composito, avente lamine con differente orientamento. [6]

stato piano di deformazione, mentre σ_y rappresenta la tensione di snervamento del materiale.

2.5 L'effetto termoelastico nei materiali anisotropi

L'applicazione della Thermoelastic Stress Analysis a materiali ortotropi, come ad esempio i materiali compositi (Fig. 2.7), richiede l'utilizzo di alcune relazioni più complesse e generali rispetto a quelle mostrate nelle sezioni precedenti (ma che condividono, comunque, il medesimo apparato teorico che inizia con l'utilizzo delle Eqs. 2.21 e 2.22, introducendo caratteristiche elastiche appropriate).

Infatti, la maggiore complessità introdotta dall'anisotropia del materiale si riflette in una risposta termoelastica che varia in base all'orientamento della lamina. L'approccio qui riportato segue gli sviluppi presentati nel lavoro di Potter e Greaves [35]. Introducendo nella Eq. 2.22 le relazioni costitutive:

$$\sigma_{kl} = C_{ijkl} (\varepsilon_{ij} - \alpha_{ij} \Delta T) \quad (2.42)$$

con C_{ijkl} i termini della matrice di rigidezza ed α_{ij} i coefficienti di espansione termica (tensori nel caso di materiali anisotropi), Eq. 2.22 può essere riscritta per un materiale anisotropo come:

$$\rho C_\varepsilon \frac{dT}{T} = \left[\frac{\partial C_{ijkl}}{\partial T} (\varepsilon_{kl} - \alpha_{kl} \Delta T) - C_{ijkl} \left(\alpha_{kl} + \Delta T \frac{\partial \alpha_{kl}}{\partial T} \right) \right] d\varepsilon_{ij} \quad (2.43)$$

Eq. (2.43) può essere semplificata considerando che $\alpha_{kl} \Delta T$ e $\Delta T \frac{\partial \alpha_{kl}}{\partial T}$ sono trascurabili per la maggior parte dei materiali. Inoltre, trascurando gli effetti di secondo ordine (ovvero la variazione delle proprietà elastiche con la temperatura [14]), è possibile trascurare anche $\frac{\partial C_{ijkl}}{\partial T}$, ottenendo:

$$\rho C_\varepsilon \frac{dT}{T} = -C_{ijkl} \alpha_{kl} d\varepsilon_{ij} \quad (2.44)$$

Per la lamina ortotropa, $\alpha_{kl} = 0$ per $k \neq l$, $C_{ijkl} = 0$ per $i = j$ e $k \neq l$ e per $i \neq j$ e $k = l$. Eq. (2.44) può essere ulteriormente semplificata. Considerando una lamina ortotropa come quella in Fig. 2.8 con $\{1, 2, 3\}$ direzioni principali del materiale, ed integrando nel tempo, è possibile riscrivere Eq. (2.44) come:

$$\rho C_\varepsilon \Delta T = T_o \begin{bmatrix} (C_{1111} \alpha_{11} + C_{1122} \alpha_{22} + C_{1133} \alpha_{33}) \Delta \varepsilon_{11} + \dots \\ (C_{2211} \alpha_{11} + C_{2222} \alpha_{22} + C_{2233} \alpha_{33}) \Delta \varepsilon_{22} + \dots \\ (C_{3311} \alpha_{11} + C_{3322} \alpha_{22} + C_{3333} \alpha_{33}) \Delta \varepsilon_{33} \end{bmatrix} \quad (2.45)$$

L'Eq. 2.45 rappresenta la sorgente termoelastica per una lamina unidirezionale ortotropa, scritta nel riferimento principale del materiale espressa in funzione delle componenti di deformazione.

È possibile esprimere la variazione di temperatura per effetto termoelastico anche in funzione delle tensioni, come [36]:

$$\Delta T = -\frac{T_o}{\rho C_p} (\alpha_1 \Delta \sigma_1 + \alpha_2 \Delta \sigma_2) \quad (2.46)$$

Infine, per il caso di materiale ortotropo trasversalmente isotropo, come ad esempio le lamine unidirezionali, è possibile introdurre un'ultima semplificazione dal momento che $\alpha_{22} = \alpha_{33}$ e $C_{2222} = C_{3333}$, $C_{1122} = C_{1133}$.

Uno dei principali problemi dell'applicazione della TSA ai laminati compositi

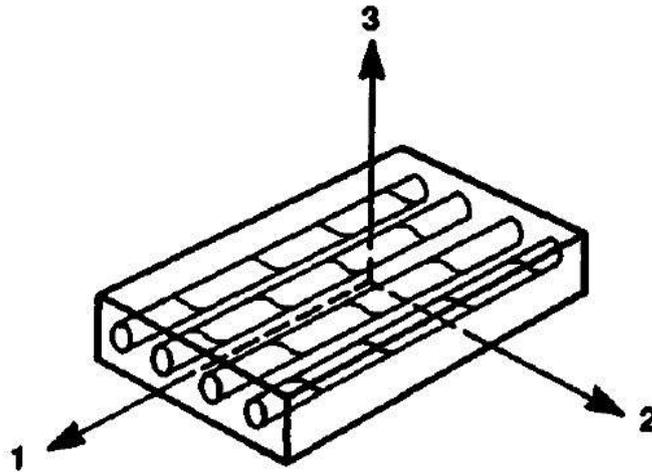


Figura 2.8: Rappresentazione del riferimento principale del materiale in una lamina unidirezionale. [6]

è legata alla difficoltà del raggiungimento delle condizioni di adiabaticità. Questo avviene per via dei gradienti di temperatura lungo lo spessore, dal momento che la sorgente termoelastica in un generico laminato (come quello rappresentato in Fig. 2.7) sarà differente per ogni lamina avente un diverso orientamento. Si sottolinea che sia Eq. 2.45 che Eq. 2.46 si riferiscono alla variazione di temperatura di una singola lamina ortotropa.

La difficoltà a raggiungere le condizioni di adiabaticità causa problematiche non trascurabili, legate alla dipendenza della risposta termoelastica da diversi fattori, quali la sequenza di laminazione ma soprattutto la frequenza di carico utilizzata nella prova.

Per effettuare valutazioni accurate dell'effetto termoelastico in laminati compositi, diventa di fondamentale importanza condurre accurate procedure di calibrazione termoelastica. Non è sufficiente determinare la sola costante termoelastica; è invece necessario determinare due fattori di calibrazione, il cui valore dipende dalla frequenza di carico applicata [35].

Strategie di Signal Processing

I dati acquisiti mediante termocamere ad infrarossi in un tipico setup di Thermoelastic Stress Analysis richiedono specifiche operazioni di filtraggio del segnale per estrarre le informazioni riguardo le variazioni di temperatura connesse all'effetto termoelastico (operazione nota come correlazione *Lock-In*).

Come esposto nel capitolo precedente, secondo la legge dell'effetto termoelastico, la variazione di temperatura nel tempo segue la modulazione dal carico, pertanto, la TSA fa uso di sollecitazioni cicliche a frequenze sufficientemente elevate per garantire l'adiabaticità nel corso della prova.

Se si suppone l'applicazione di un carico sinusoidale, la temperatura in un generico pixel all'interno del termogramma acquisito avente coordinate (x, y) può essere rappresentata come somma di un termine costante, T_o e di funzioni periodiche del tipo:

$$T(x, y, t) = T_o + A_{TE}(x, y) \sin(\omega t + \phi) + \sum_{i=altri} A_i(x, y) \sin(\omega_i t + \phi_i) \quad (3.1)$$

Le armoniche i -esime sono qui riportate per indicare che il segnale, oltre alla componente alla frequenza del carico legata all'effetto termoelastico del primo ordine, presenta un contenuto armonico complesso, dominato principalmente dal rumore. Tuttavia, potrebbero essere presenti ulteriori componenti di temperatura a diverse frequenze nel caso di un carico multi-frequenza, o nei casi in cui si dovessero attivare fenomeni di accoppiamento termomeccanico modulati a frequenze differenti, come nel caso della dissipazione.

Trascurando la presenza di ulteriori sorgenti di calore termomeccaniche, l'unica componente di interesse in una prova TSA è la temperatura modulata con il carico. Pertanto, la prima operazione da effettuare è il filtraggio del segnale, per ottenere

le informazioni di ampiezza (A_{TE}) e fase termoelastica (ϕ), al fine di ricostruire l'andamento della temperatura nel tempo.

Tradizionalmente, le applicazioni di TSA in letteratura hanno fatto utilizzo di sistemi commerciali *ad hoc*, come ad esempio SPATE [37], DeltaTherm [38] o FLIR [39] (utilizzando ad esempio il software Thesa). In questi sistemi il filtraggio della componente di temperatura alla frequenza di carico è effettuato sfruttando un segnale di riferimento, modulato alla frequenza di applicazione del carico ciclico (ad esempio proveniente dalla cella di carico della macchina di prova) per effettuare la correlazione lock-in.

In questo capitolo vengono descritte le caratteristiche dei principali algoritmi di signal processing. Nel presente lavoro di tesi non è stato fatto ricorso a software commerciali, prediligendo l'utilizzo di algoritmi sviluppati *in-house* in ambiente *Matlab* o *Python*. In particolare, sono stati utilizzati un algoritmo di lock-in tradizionale (noto come *Digital Cross Correlation* - DCC) [40], la trasformata discreta di Fourier (*Discrete Fourier Transform* - DFT) [41] ed infine un approccio di fitting ai minimi quadrati di una funzione armonica (*Least Squares Fitting* - LSF) [42].

Successivamente, l'analisi di un set di dati sperimentali termografici permetterà di effettuare un confronto fra le performance delle diverse tecniche.

3.1 Algoritmi di signal processing

3.1.1 Digital Cross Correlation

Come anticipato nell'introduzione al capitolo, l'approccio di lock-in più classico prevede la combinazione del segnale misurato con un segnale di riferimento, solitamente estratto dalla stessa macchina di prova, per estrarre le componenti di ampiezza e fase della temperatura (Eq. 3.1). Tuttavia, se la frequenza di carico risulta essere nota, non è necessario avere un riferimento fisico, in quanto il segnale di riferimento può essere costruito digitalmente.

La correlazione lock-in in questo caso si effettua tramite la moltiplicazione del segnale campionato (Eq. 3.1) con due segnali in quadratura fra loro: $F = \sin(\omega_r t + \phi_r)$ e $G = \cos(\omega_r t + \phi_r)$. Se i segnali sono modulati alla medesima frequenza da

filtrare, ossia $\omega_r = \omega$, la combinazione dei segnali può essere effettuata come:

$$\Delta T(x, y, t) \times F = A_{TE} \cos(\phi - \phi_r) - A_{TE} \cos(2\omega t + \phi_r + \phi) + \sum_{i=\text{altri}} [A_i \sin(\omega_i t + \phi_i) \cdot F] \quad (3.2)$$

$$\Delta T(x, y, t) \times G = A_{TE} \sin(\phi - \phi_r) - A_{TE} \sin(2\omega t + \phi_r + \phi) + \sum_{i=\text{altri}} [A_i \sin(\omega_i t + \phi_i) \cdot G] \quad (3.3)$$

Le informazioni sul segnale termoelastico sono ora contenute nei termini costanti delle Eqs. 3.2, 3.3. Pertanto, un'operazione di filtraggio passa-basso in grado di eliminare le componenti tempovarianti è sufficiente ad estrarre i parametri richiesti. Questa operazione può essere effettuata fisicamente mediante amplificatori lock-in o numericamente. Soltanto la seconda soluzione risulta essere di nostro interesse. L'operazione viene effettuata integrando le espressioni ottenute per un tempo sufficientemente lungo da annullare i termini armonici. Data la natura discreta del campionamento, l'integrale può risciversi come una sommatoria, e si ottiene:

$$X = A_{TE} \cos(\phi - \phi_r) = \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N \Delta T_j \sin\left(\frac{2\pi k j}{N-1} + \phi_r\right) \quad (3.4)$$

$$Y = A_{TE} \sin(\phi - \phi_r) = \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N \Delta T_j \cos\left(\frac{2\pi k j}{N-1} + \phi_r\right) \quad (3.5)$$

dove N rappresenta il numero di termogrammi acquisiti e la frequenza del segnale di riferimento è espressa come multiplo della frequenza fondamentale $2\pi/(N-1)$, moltiplicata per k .

L'operazione di filtraggio, quindi, consente di ottenere le componenti in fase ed in quadratura del segnale termoelastico rispetto al segnale di riferimento come:

$$A_{TE} = \sqrt{X^2 + Y^2}; \Delta\phi = \tan^{-1}(Y/X) \quad (3.6)$$

Un'espressione di questo tipo considera il segnale come ripetuto infinite volte, pertanto, è necessario considerare un numero intero di cicli di carico, per non generare errori legati al troncamento (si veda il paragrafo relativo allo *spectral leakage*).

3.1.2 Discrete Fourier Transform

La trasformata discreta di Fourier è uno strumento implementato nei più comuni software di calcolo, che ne facilitano di molto l'utilizzo. Ad esempio, consultando la documentazione della funzione *fft* in Python [43], la definizione della *k*-esima armonica della trasformata discreta di Fourier è espressa come:

$$y_k = \sum_{j=0}^{N-1} e^{-2\pi j \frac{kn}{N}} x_j \quad (3.7)$$

che può essere sviluppata ulteriormente, fornendo:

$$y_k = \sum_{n=0}^{N-1} x_n \left[\cos\left(\frac{2\pi kn}{N-1}\right) - i \sin\left(\frac{2\pi kn}{N-1}\right) \right] \quad (3.8)$$

È immediato notare la somiglianza fra le Eq. 3.4 e 3.5 con la parte reale ed immaginaria dell'espressione in Eq. 3.8, quando $\phi_r = 0$ e il vettore x_n è sostituito con la temperatura campionata in un punto del termogramma $T(x, y, t)$.

Analogamente a quanto effettuato precedentemente, pertanto, le componenti di ampiezza e fase possono essere estratte come:

$$A_{TE} = \sqrt{\Re(y_k)^2 + \Im(y_k)^2}; \phi = \tan^{-1} \left(\frac{\Im(y_k)}{\Re(y_k)} \right) \quad (3.9)$$

In questo caso, non essendo necessario l'utilizzo di un segnale di riferimento, la fase non è espressa come $\Delta\phi$, ma piuttosto semplicemente come ϕ , dipendendo il valore di fase dall'istante in cui è iniziata l'acquisizione.

Come anche nel caso della DCC, la DFT considera il segnale ripetuto un infinito numero di volte, pertanto troncamenti con un numero non intero di cicli generano problemi di spectral leakage.

3.1.3 Least Squares Fitting

L'ultima tecnica di lock-in presentata è una tecnica di fitting ai minimi quadrati del segnale di temperatura, campionato, con una funzione sinusoidale ad una o più armoniche. Dal momento che la procedura si basa su un fitting, è necessario introdurre una funzione di costo da ottimizzare, definita come una somma delle

differenze al quadrato (*Sum of Squared Differences* - SSD) nella seguente forma [42];

$$\Delta^2 = \sum_{n=1}^N (T(x, y, t) - S(x, y, t))^2 \quad (3.10)$$

dove:

- $T(x, y, t)$ è la temperatura variazione di temperatura misurata dalla termocamera, espressa come in Eq. 3.1.
- $S(x, y, t)$ è la temperatura descritta dal modello, che può essere espressa come somma di funzioni armoniche del tipo:

$$\begin{aligned} S(x, y, t) = & T_m + T_l \cdot t + T_{e1} \cdot \cos(\omega \cdot t) \mp T_{e2} \cdot \sin(\omega \cdot t) + \\ & + T_{d1} \cdot \cos(2\omega \cdot t) \mp T_{d2} \cdot \sin(2\omega \cdot t) + \dots + T_{k1} \cdot \cos(k\omega \cdot t) \mp T_{k2} \cdot \sin(k\omega \cdot t) \end{aligned} \quad (3.11)$$

con T_m temperatura media, T_l termine che tiene in conto eventuali incrementi di temperatura lineari nel corso della prova, T_{e1}, T_{e2} componenti di temperatura in quadratura ed in fase alla prima armonica, T_{d1}, T_{d2} componenti di temperatura in quadratura ed in fase alla seconda armonica e T_{k1}, T_{k2} componenti di temperatura in quadratura ed in fase ad una generica k-esima armonica, in funzione del numero di armoniche da includere nel fitting.

Considerando per semplicità soltanto la prima armonica del modello, è necessario minimizzare la funzione obbiettivo effettuando una serie di derivate parziali, rispetto ad ognuna delle incognite:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \Delta}{\partial T_m} & \rightarrow 2 \sum_{n=1}^N (T(x, y)_n - S(x, y)_n) \frac{\partial S}{\partial T_m} = -2 \sum_{n=1}^N (T(x, y)_n - S(x, y)_n) \\ \frac{\partial \Delta}{\partial T_l} & \rightarrow 2 \sum_{n=1}^N (T(x, y)_n - S(x, y)_n) \frac{\partial S}{\partial T_l} = -2 \sum_{n=1}^N (T(x, y)_n - S(x, y)_n) t \\ \frac{\partial \Delta}{\partial T_{e1}} & \rightarrow 2 \sum_{n=1}^N (T(x, y)_n - S(x, y)_n) \frac{\partial S}{\partial T_{e1}} = -2 \sum_{n=1}^N (T(x, y)_n - S(x, y)_n) \cos(\omega t) \\ \frac{\partial \Delta}{\partial T_{e2}} & \rightarrow 2 \sum_{n=1}^N (T(x, y)_n - S(x, y)_n) \frac{\partial S}{\partial T_{e2}} = -2 \sum_{n=1}^N (T(x, y)_n - S(x, y)_n) \sin(\omega t) \end{aligned} \quad (3.12)$$

Ponendo le equazioni riportate in Eqs. 3.12 pari a zero è possibile trovare le incognite T_m, T_l, T_{e1}, T_{e2} risolvendo un semplice sistema lineare di equazioni, la cui soluzione è banale con gli strumenti di calcolo matriciale a disposizione. Analogamente a quanto visto precedentemente, le componenti in quadratura ed in fase pos-

sono essere utilizzate per risalire ad ampiezza e fase termoelastiche:

$$A_{TE} = \sqrt{T_{e1}^2 + T_{e2}^2}; \phi = \tan^{-1} \left(\frac{T_{e2}}{T_{e1}} \right) \quad (3.13)$$

Anche in questo caso, essendo la funzione basata su un fitting di una espressione analitica, non è necessario un segnale di riferimento, a patto che la frequenza di carico sia nota. Pertanto, la fase sarà espressa in funzione dell'istante di inizio dell'acquisizione termoelastica.

3.2 Problematiche

Questa sezione tratta le problematiche più comuni che si possono riscontrare nel corso di un'analisi termoelastica. Queste differenti problematiche possono dipendere da problemi in fase di acquisizione (come ad esempio nel caso del *Frame Drop*), o ad esempio in fase di analisi dei dati (come il fenomeno dello *Spectral Leakage*). Ancora, verrà trattato il tema della conoscenza della frequenza di carico e la necessità di avere un segnale di riferimento nelle operazioni di Lock-in.

Quando necessario, verranno fatte delle distinzioni fra le performance delle tecniche di lock-in presentate, in funzione alla loro sensibilità rispetto ad uno specifico problema. Inoltre, anche se non ancora formalmente introdotti (si veda il Capitolo 4), si farà uso di dati sperimentali per aumentare la chiarezza della trattazione.

Si da infine per scontato il rispetto del teorema di Nyquist nelle acquisizioni, ovvero che la frequenza di acquisizione sia sempre maggiore del doppio della frequenza di carico, per garantire una buona ricostruzione del segnale acquisito.

3.2.1 Spectral Leakage

Lo *Spectral Leakage* è un fenomeno che si verifica quando, in corrispondenza di un campionamento di un numero di cicli non intero, le procedure di lock-in non consentono di valutare correttamente l'ampiezza del segnale termoelastico [44]. Ciò avviene in quanto alcune delle tecniche presentate (DCC e DFT) considerano il segnale come ripetuto infinite volte, pertanto un troncamento induce un errore nella valutazione dell'ampiezza termoelastica.

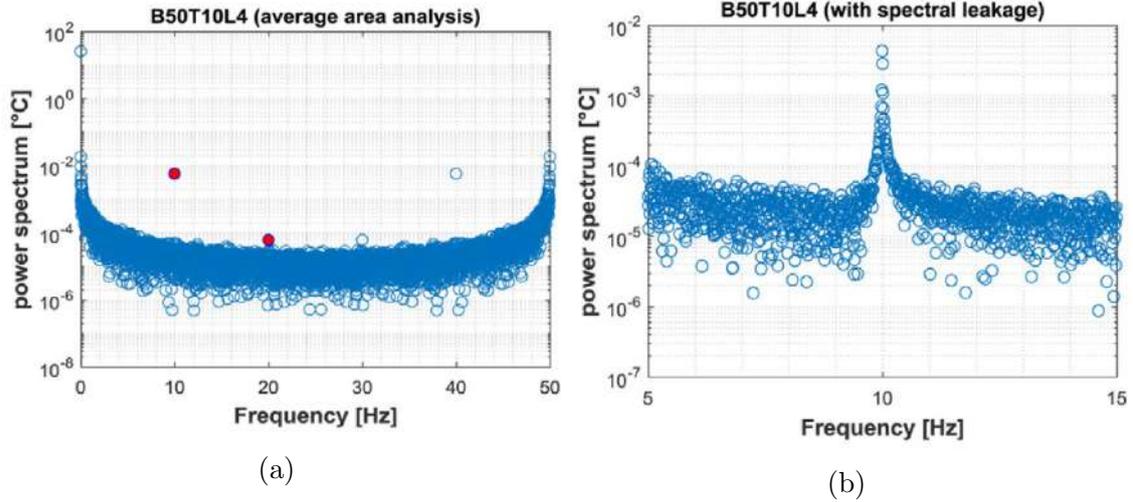


Figura 3.1: Spettri di Fourier per un test condotto ad una frequenza di carico di 10 Hz (contrassegnato in rosso nella prima immagine). (a) Spettro di Fourier in assenza di spectral leakage, (b) fenomeno di spectral leakage.

La trasformata discreta di Fourier è uno strumento molto utile per stabilire immediatamente in modo qualitativo se un segnale è affetto da spectral leakage. Infatti, per via della natura discreta della trasformata di Fourier, se le relazioni fra frequenza di campionamento, durata dell'acquisizione e frequenza di carico non sono tali da garantire l'acquisizione di un numero intero di cicli di carico, il contenuto armonico del segnale si distribuirà nei valori di frequenze (noti come *bins*) prossimi al valore esatto. Un esempio di questo fenomeno è riportato in Fig. 3.1, dove in Fig. 3.1a si riporta un esempio di spettro di Fourier ottenuto considerando un numero intero di cicli di carico, mentre in Fig. 3.1b uno spettro con le ampiezze attenuate dal troncamento dei cicli di carico.

Essendo lo spectral leakage legato al troncamento dei cicli di carico ed essendo, generalmente, il numero di frames in un'acquisizione termoelastica in numero elevato, è possibile correggere questo errore eliminando una serie di frames nella parte terminale dell'acquisizione, fino a considerare un numero intero di frames nell'analisi.

È possibile quantificare sperimentalmente l'errore di leakage definendo:

$$\text{Leakage Error} = \frac{\tilde{\Delta T} - \Delta T}{\Delta T} \times 100 \quad (3.14)$$

dove: $\tilde{\Delta T}$ rappresenta il valore effettivamente misurato, per un numero generico di frames N , mentre ΔT rappresenta il valore esatto, fornito da un'analisi con un

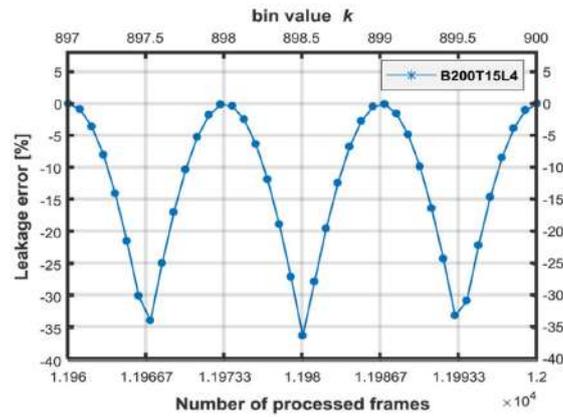


Figura 3.2: Andamento ciclico dell'errore di leakage, ottenuto modificando gradualmente il numero di frames. L'errore massimo ammonta a 36.34%.

numero intero di cicli di carico.

L'andamento dell'errore di leakage è riportato in Fig. 3.2, ottenuto eseguendo analisi termoelastiche modificando gradualmente il numero di frames (e quindi il numero di cicli considerati nell'analisi). L'entità dell'errore conferma sperimentalmente quanto ottenuto da Thompson e Tree [45], trovando che l'errore di leakage può portare ad un'attenuazione del segnale pari al 36.34% nel peggiore dei casi (ovvero quando il troncamento è di mezzo ciclo).

La procedura di lock-in mediante LSF risulta insensibile all'errore di leakage, se l'asse temporale è scelto in maniera appropriata. Infatti, a differenza delle altre tecniche, il fitting non prevede la ripetizione del segnale misurato.

3.2.2 Frame Drop

Se nonostante l'inclusione di un numero intero di cicli di carico lo spettro di Fourier continua a mostrare segni di spectral leakage è molto probabile che nel corso del trasferimento dati dalla termocamera al PC si sia verificata la perdita di alcuni frames (fenomeno noto come *Frame Drop*). In ogni caso, è possibile estrarre l'informazione relativa all'asse dei tempi dal file termografico e verificare l'effettiva assenza di alcuni frames.

In presenza di frame drop è possibile procedere in due modi: (i) se il filmato termografico è sufficientemente lungo, tagliare l'acquisizione considerando soltanto una porzione in cui non si verifica perdita di frames o (ii) tentare di ripristinare la continuità dei frames ricostruendo in modo approssimato i frames mancanti. In

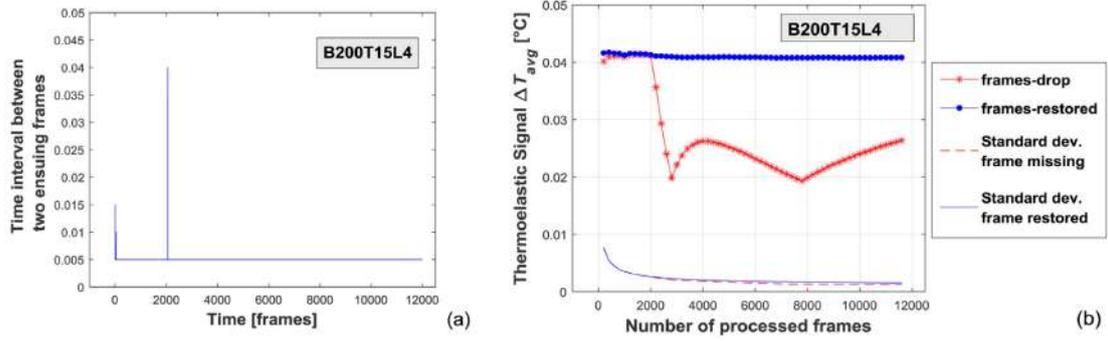


Figura 3.3: a) Valutazione del numero di frames mancanti per il fenomeno del frame drop e b) confronto fra l'ampiezza del segnale termoelastico valutato prima e dopo la ricostruzione dei frames.

questa sezione, al fine di non perdere parti dei termogrammi acquisiti, è stato scelto di procedere mediante la seconda soluzione. È stata sviluppata una routine in Matlab in grado di identificare gli istanti di tempo in cui si verifica la perdita di frames, ed i frames mancanti sono stati sostituiti calcolando la media dei frames precedente e successivo al momento di frame-drop.

In Fig. 3.3 si riportano i risultati della procedura proposta, applicati ad un'acquisizione effettuata a 200 Hz ($\Delta t = 0.005$ s). In particolare, Fig. 3.3a presenta l'operazione di identificazione del numero di frames mancanti: due frames (0.01 secondi di differenza fra frames successivi) all'inizio dell'acquisizione e sette frames (0.04 secondi di differenza fra frames successivi) dopo circa 2050 frames. In Fig. 3.3b, invece, si riportano gli effetti che questa perdita di frames esercita sul segnale termoelastico valutato: la perdita di soli 7 frames causa un'attenuazione notevole nell'ampiezza termoelastica valutata, rappresentato dalla curva rossa.

L'operazione di ricostruzione dei frames, per quanto approssimata, consente di ottenere un valore corretto dall'acquisizione, ed è rappresentato dalla curva blu, con un andamento decisamente costante rispetto al numero di frames considerati nell'analisi.

L'implicita assunzione che i punti siano temporalmente equidistanti rende tutte le tecniche di lock-in parimenti sensibili all'errore di frame drop. Tuttavia, sebbene questa condizione sia imprescindibile per i primi due metodi presentati (DCC e DFT), il LSF presenta una maggiore flessibilità in questo senso: l'adozione di un medesimo asse dei tempi, con eventuali frames mancanti, per dati sperimentali e per

modello, è in grado di rendere la tecnica insensibile all'errore di frame drop, senza necessariamente ricorrere alla ricostruzione dei frames mancanti.

3.2.3 Determinazione della frequenza di carico

La conoscenza della frequenza di carico è un problema cruciale per una corretta estrazione dei parametri termoelastici.

Come anticipato, tradizionalmente, l'utilizzo di un segnale di riferimento fisico proveniente direttamente dalla macchina di prova ha consentito di conoscere con accuratezza la frequenza del carico applicato, tramite appositi ingressi presenti nelle termocamere ad infrarossi.

Tuttavia, se questo segnale di riferimento dovesse non essere disponibile, o se semplicemente si volesse effettuare un'analisi termoelastica slegata dalla necessità di possedere questo riferimento fisico, è possibile effettuare la cosiddetta *self-referenced lock-in*. In questo caso, il segnale di riferimento è ricostruito numericamente, estraendo le informazioni relative alla frequenza di carico, per esempio, da una trasformata di Fourier (si veda ad esempio Fig. 3.1a).

Un'ulteriore soluzione è rappresentata dall'introduzione della frequenza di carico ω come incognita nell'operazione di LSF. Tuttavia, un'operazione di questo tipo porterebbe a complicare la soluzione del fitting. Infatti, la presenza della frequenza di carico come argomento del coseno, trasforma il fitting in non-lineare, richiedendo l'utilizzo di algoritmi di soluzione più complessi.

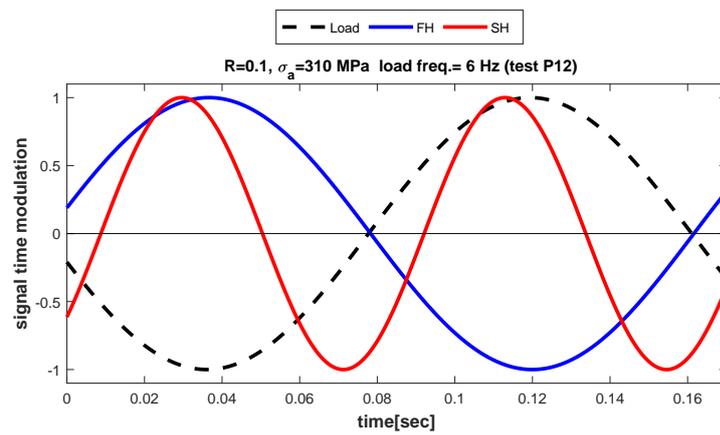
3.2.4 La sincronizzazione con il carico. La fase ϕ

Come accennato precedentemente, la presenza del segnale di riferimento e l'utilizzo di differenti tecniche di lock-in influenzano il valore della fase termoelastica ϕ . A meno che l'acquisizione non sia avviata tramite l'utilizzo di un *trigger* e quindi con valori di fase noti, ogni sequenza acquisita possiede una fase iniziale casuale, che sarà funzione dell'istante di tempo in cui è avviata la prova. In linea di principio, questa componente random non genera nessun problema, se l'obiettivo è l'individuazione di features specifiche all'interno di una singola mappa, come nelle applicazioni di meccanica della frattura (si veda il Capitolo 5).

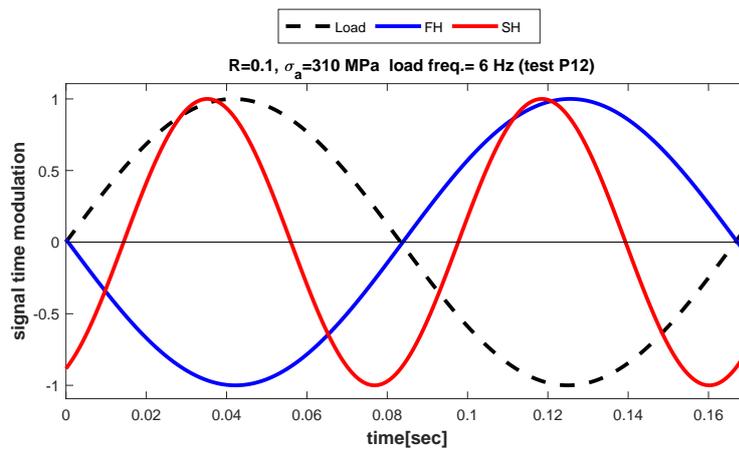
Tuttavia, se sorge la necessità di confrontare le caratteristiche di differenti acquisizioni, è bene riportare tutte le fasi ad un riferimento comune. A tal fine si rende necessaria la conoscenza della fase iniziale del segnale di carico, ϕ_L (ottenibile, per esempio, dall'ingresso di lock-in della termocamera), nota la quale, è possibile applicare la procedura di sincronizzazione riportata di seguito. Nella procedura proposta si suppone di utilizzare un algoritmo di LSF per la determinazione dei parametri di fase e di volere traslare tutte le onde ad un riferimento comune, dato da un puro carico sinusoidale:

- Utilizzo della procedura di lock-in per determinare la fase iniziale del carico, ϕ_L . La componente di carico sarà pertanto modulata da un'espressione del tipo $\cos(\omega t - \phi_L)$;
- Shift dell'armonica di carico: $\cos(\omega t - \phi_L + \phi_L) = \cos(\omega t)$;
- Ulteriore shift per rappresentare un'onda sinusoidale $\cos(\omega t - \phi_L + \phi_L) = \sin(\omega t)$;
- Uno shift della stessa entità è applicato alla prima armonica di temperatura, la cui fase è ottenuta utilizzando la medesima procedura di LSF: $\cos(\omega t - \phi + \phi_L - 90^\circ)$;
- Ipotizzando la presenza di armoniche superiori lo shift di fase andrà moltiplicato per il rapporto fra l'armonica di interesse e la prima armonica. Ad esempio, se si vuole sincronizzare la seconda armonica di temperatura ϕ_D , lo shift sarà pari a: $\cos(2\omega t - \phi_D + 2\phi_L - 180^\circ)$.

In Fig. 3.4 è mostrata un'applicazione a dati sperimentali. In Fig. 3.4a si riportano le onde prima dell'operazione di sincronizzazione, mentre in Fig. 3.4b il risultato della procedura



(a)



(b)

Figura 3.4: Onde di carico (Load), prima armonica di temperatura (FH) e seconda armonica di temperatura (SH): a) con fase iniziale random; b) dopo la procedura di sincronizzazione proposta, per ricondurle ad un riferimento comune di tipo sinusoidale.

Campagne Sperimentali

In questo capitolo si illustrano le differenti prove effettuate ed i dati ottenuti mediante le campagne sperimentali (e virtuali) condotte. I vari *datasets* disponibili e qui riportati verranno di volta in volta richiamati nelle sezioni relative alla discussione dei risultati. Nello specifico, si farà ricorso ad i seguenti set di dati:

- Dataset #1: provini di trazione *dogbone* e con intaglio di tipo Single Edge Notched Tension (SENT) avente una cricca di lunghezza costante.
- Dataset #2: provini con intaglio di tipo SENT, inizialmente integri, in cui si monitora la propagazione di cricche.
- Dataset #3: provini di trazione di tipo *dogbone*, testati con un protocollo di prova di tipo *stepwise*.
- Dataset #4: provini virtuali in materiale composito ottenuti mediante simulazione numerica.

Infine, le differenti attrezzature utilizzate (tipo di macchina di prova, modello di termocamera, strumentazione fotografica, ecc..) verranno dettagliate nelle singole sezioni.

4.1 Dataset #1: Provino *dog-bone* di trazione e SENT con cricca (Acciaio AISI 304L)

La prima campagna di prove riguarda il testing di un provino in acciaio inossidabile AISI 304L che presenta una cricca propagata, a partire dall'intaglio, fino a circa metà della larghezza. Inoltre, un provino di trazione di tipo *dog-bone* del medesimo materiale è stato testato per condurre la calibrazione dei parametri termoelastici. La geometria dei provini è rappresentata in Fig. 4.1 (a).

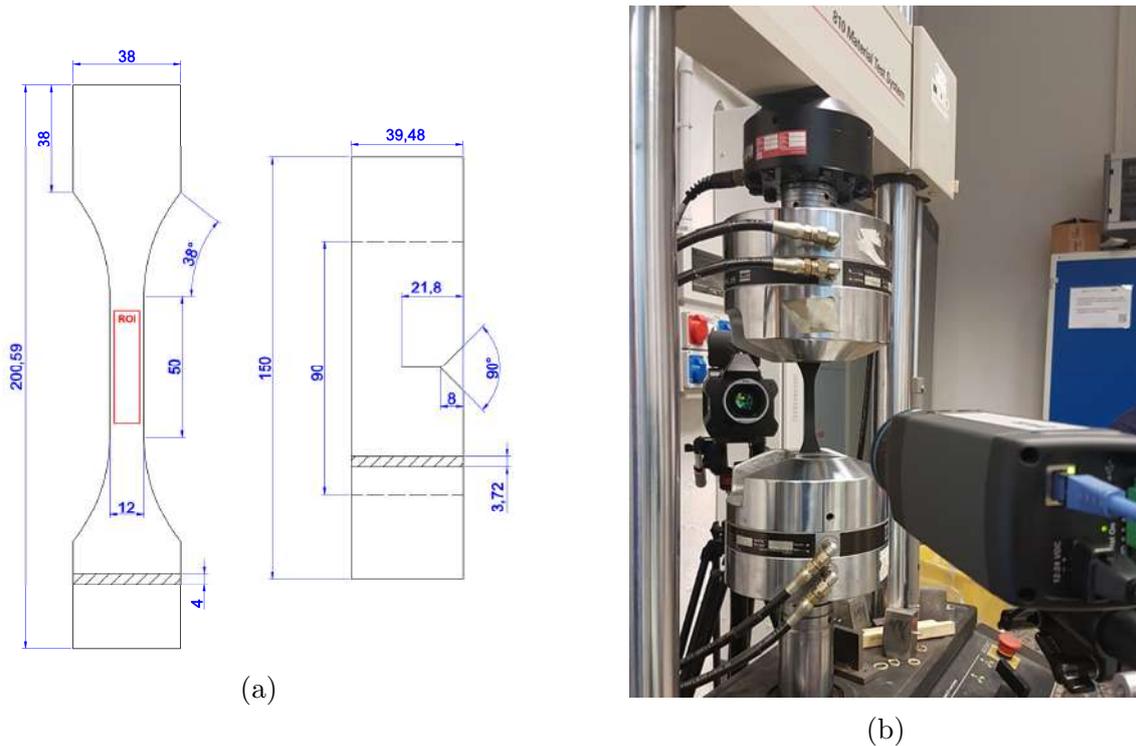


Figura 4.1: (a) Rappresentazione dei provini testati; (b) fotografia del setup sperimentale.

I provini sono stati testati utilizzando una macchina di prova servoidraulica MTS 810, con cella di carico da 100 kN, attrezzata con grip idraulici MTS 647. I test sono stati effettuati in controllo di carico, impostando una forma d'onda di tipo sinusoidale e variando valore medio, ampiezza e frequenza di carico.

La temperatura superficiale dei provini, preventivamente dipinti sulle due facce utilizzando vernice nera opaca per aumentare ed uniformare l'emissività nell'infrarosso, è stata monitorata utilizzando due differenti termocamere ad infrarossi: una a sensore microbolometrico FLIR A655sc ed una a sensore raffreddato FLIR X6540sc. Le due termocamere, poste ai due lati opposti del provino, sono in grado di monitorare contemporaneamente la temperatura delle due facce (il setup è riportato in Fig. 4.1 (b)), in modo da poter confrontare la risposta dei due sensori. Tutte le prove sono state effettuate mantenendo costante la risoluzione spaziale, pari a 0.34 mm/pixel per la camera a sensore raffreddato e 0.37 mm/pixel per la camera microbolometrica. Il tempo di integrazione della termocamera a sensore raffreddato è stato posto a 659 μ s.

Le acquisizioni, di durata compresa fra i 60 e 120 s, sono state esportate mediante il software FLIR *ResearchIRmax v. 3.4* per essere successivamente elaborate in

4.2. DATASET #2: PROPAGAZIONE DI CRICCA IN PROVINI SENT (ACCIAIO AISI 304L)

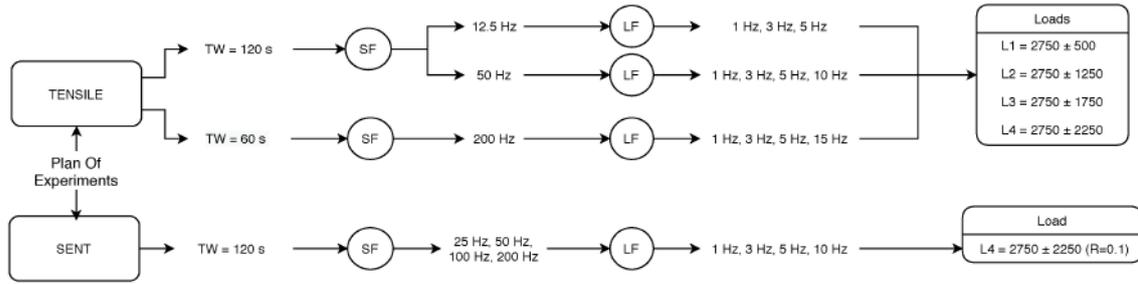


Figura 4.2: Diagramma delle prove effettuate. Legenda: TW - Finestra di acquisizione, SF - Frequenza di campionamento, LF - Frequenzadi carico, t - tempo, Lx - carico applicato (x=1, 2, 3, 4).

Matlab [46].

Il diagramma contenente tutte le prove effettuate è riportato in Fig. 4.2. I test sul provino di trazione sono stati condotti incrementando l'ampiezza di carico, ma mantenendo costante la tensione media. Il provino SENT è stato testato a puro modo I di apertura della cricca, con carico sinusoidale e rapporto di carico costante ($R = 0.1$). Il valore massimo di carico, pari a 5000 N, è stato scelto in modo da non provocare significativa propagazione del danno, rendendo trascurabili le variazioni della lunghezza della cricca all'interno della singola acquisizione. La termocamera fotonica (FLIR X6540sc) consente di modificare arbitrariamente il field-of-view (FOV), tramite sub-windowing. La termocamera microbolometrica (FLIR A655sc) presenta invece alcune limitazioni in questo senso, con un FOV full-frame di 640×480 pixels a 50 Hz, 640×240 pixels a 50 Hz e 640×120 pixels a 200 Hz.

I test di questo dataset sono stati identificati mediante un codice alfanumerico, come segue: [tipo di termocamera] + [frequenza di campionamento] + [tipo di provino] + [frequenza di carico] + [carico applicato]. Quindi, per esempio, il test P200S3L4 indica un test ripreso con la termocamera a sensore raffreddato, campionato a 200 Hz, del provino SENT, soggetto a un carico ciclico a 3 Hz.

4.2 Dataset #2: Propagazione di cricca in provini SENT (Acciaio AISI 304L)

La seconda campagna sperimentale è stata effettuata su due provini SENT, aventi la medesima geometria (Fig. 4.1(a)) e fabbricati dallo stesso acciaio AISI 304L.

I provini sono stati testati in controllo di carico con la macchina di prova servoidraulica MTS 810, con un carico sinusoidale avente frequenza di 15 Hz e ampiezza compresa fra 1 kN e 10 kN (rapporto di carico $R = 0.1$).

Il test è stato interrotto quando la cricca, inizialmente assente, ha raggiunto circa la metà della larghezza del provino. In questo intervallo di tempo sono state effettuate 39 acquisizioni termografiche, dalla durata di 10 secondi ognuna.

I due provini differiscono in quanto uno dei due (provino #2) è stato sottoposto ad un sovraccarico dopo circa 2 mm di crescita della cricca. Il sovraccarico ha prodotto un'estesa zona plastica intorno all'apice della cricca, inducendo stress di compressione che rallentano la propagazione della cricca.

La posizione fisica dell'apice della cricca è stata monitorata otticamente mediante fotografie ad alta risoluzione scattate con una macchina fotografica reflex Nikon D5100, con ottica macro Nikkor Micro 105 mm.

Le acquisizioni termografiche sono state effettuate utilizzando la termocamera a sensore raffreddato FLIR X6540sc. La faccia del provino inquadrata dalla termocamera è stata dipinta con vernice nera opaca per aumentare ed uniformare l'emissività. La termocamera è stata impostata per acquisire termogrammi della durata di 10 secondi, con un tempo di integrazione di 759 μ s, alla frequenza di acquisizione di 200 Hz. La risoluzione geometrica ottenuta è stata pari a 0.158 mm/pixel.

L'utilizzo del medesimo materiale del dataset #1 rende superflua la ripetizione di una procedura di calibrazione termoelastica.

4.3 Dataset #3: Provini di trazione di tipo Dog-bone (Acciaio AISI 1045)

La terza campagna sperimentale è stata effettuata su provini in acciaio C45 (AISI 1045). La geometria dei provini è rappresentata in Fig. 4.3, insieme alle caratteristiche meccaniche, valutate mediante prova di trazione: tensione di snervamento $\sigma_Y = 453$ MPa, tensione di rottura $\sigma_R = 746$ MPa e modulo di Young $E = 207.7$ GPa.

I provini sono stati puliti dagli ossidi superficiali utilizzando carta abrasiva con grana 400 e 800, trattati con alcol etilico e infine dipinti con vernice nera opaca per

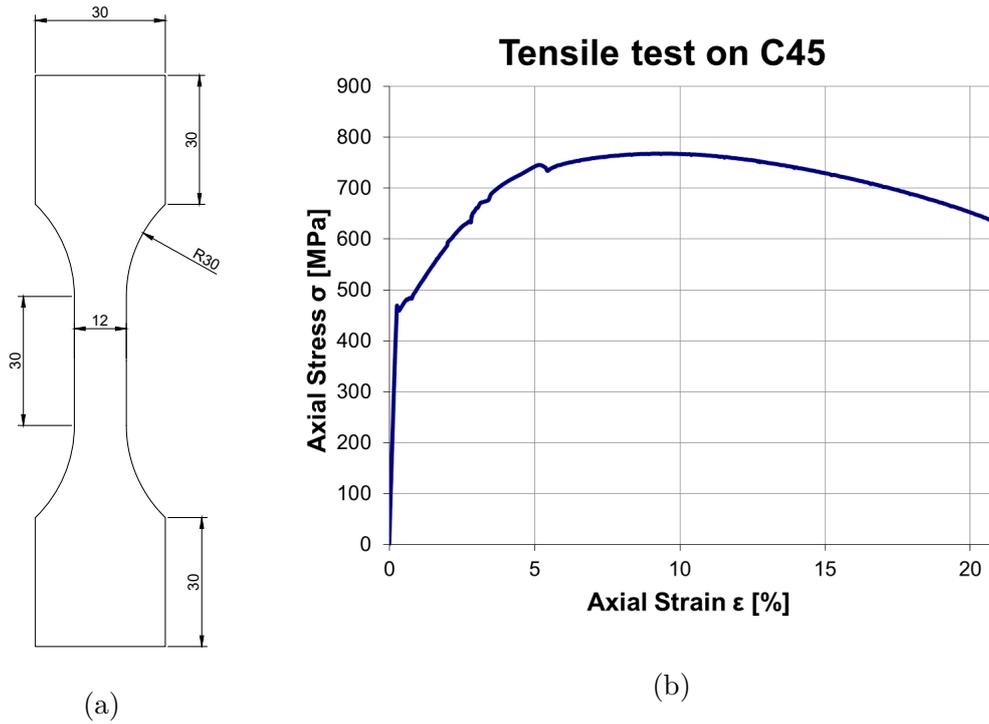


Figura 4.3: (a) Geometria del provino di trazione dogbone e (b) curva $\sigma - \epsilon$.

uniformare ed aumentare l'emissività nell'infrarosso. La temperatura dei provini è stata misurata utilizzando una termocamera FLIR SC7000, 325×256 pixels di FOV.

I provini sono stati testati applicando carichi con forma d'onda sinusoidale e ampiezza crescente (prova di tipo *stepwise*, rappresentato in Fig. 4.4 per il caso di $R = -1$) utilizzando una macchina di prova servoidraulica Schenck Hydropuls PSA, con cella di carico da 100 kN. Un estensometro MTS con gauge length di 25 mm è stato utilizzato, insieme al carico proveniente dalla cella di carico, per valutare i cicli di isteresi. Le prove sono state condotte secondo due diversi rapporti di carico ($R = -1$ e $R = 0.1$).

Le acquisizioni termografiche sono state effettuate al raggiungimento dell'equilibrio termico (fase di *plateau* della temperatura) e alla stabilizzazione dei cicli di isteresi. La frequenza di acquisizione è stata impostata a 204.8 Hz. La risoluzione spaziale ottenuta è stata 0.12 mm/pixel per $R = -1$ e 0.13 mm/pixel per $R = 0.1$.

In totale 5 provini sono stati testati con il rapporto di carico $R = -1$ e 4 provini con $R = 0.1$. La durata delle acquisizioni termografiche varia da 10 secondi (2048 frames acquisiti) per i provini testati a $R = -1$ a 40 secondi (8192 frames acquisiti) per i provini con $R = 0.1$. I valori di tensione applicata e frequenza di carico sono

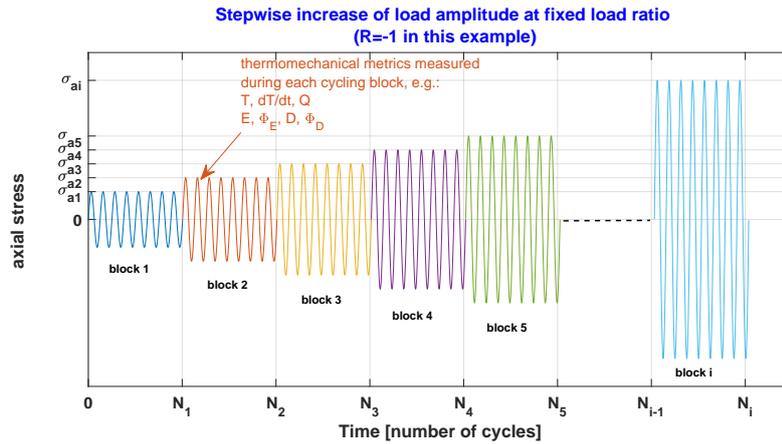


Figura 4.4: Rappresentazione di un protocollo di prova di tipo stepwise.

stati variabili per i differenti test. Tutti i test ed i parametri sono riassunti nelle tabelle 4.1 e 4.2.

Tabella 4.1: Parametri di prova per $R = -1$. Tra parentesi il numero di punti disponibili per ogni valore di tensione applicata.

Rapporto di carico	$R = -1$
Provini testati	P4 P5 P6 P7 P8
Ampiezza	260 (5), 280 (9), 300 (13), 310 (13), 320 (15), 340 (13), 360 (8) MPa
Frequenze di carico	10, 9, 8, 7, 6.5, 6, 5.5, 5, 3, 2.5, 1.5, 1 Hz
Frequenza di campionamento	204.8 Hz
Finestra di acquisizione	10 s

Tabella 4.2: Parametri di prova per $R = 0.1$. Tra parentesi il numero di punti disponibili per ogni valore di tensione applicata.

Rapporto di carico	$R = 0.1$
Provini testati	P12 P13 P14 P15
Ampiezza	150 (5), 170 (8), 190 (8), 210 (8), 230 (8), 250 (7), 270 (8), 290 (9), 310 (7) MPa
Frequenze di carico	15, 12, 11, 10, 9, 8, 7, 6, 5.5, 5, 4.5 Hz
Frequenza di campionamento	204.8 Hz
Finestra di acquisizione	40 s

4.4 Dataset #4: Esperimenti virtuali su materiali compositi (GFRP/CFRP)

L'ultimo dataset riportato è relativo ad esperimenti virtuali condotti mediante modelli numerici. Utilizzando ABAQUS [47] è stato sviluppato un modello numerico per la valutazione dell'effetto termoelastico in materiali ortotropi. Vista l'assenza dell'implementazione dell'effetto termoelastico tra le funzionalità di Abaqus, sono state utilizzate apposite subroutine in Fortran per l'implementazione, secondo l'apparato teorico descritto precedentemente nella sezione 2.5. I modelli, interamente parametrizzati, sono stati sviluppati utilizzando Python [48].

4.4.1 Modello alla mesoscala

Il modello alla mesoscala mira a valutare le dinamiche di propagazione del calore all'interno del laminato, secondo un approccio non-adiabatico. Pertanto, le lamine sono considerate come un materiale ortotropo omogeneo alla mesoscala, ovvero sono trascurate le interazioni fibra-matrice e l'intrinseca disomogeneità di una lamina di materiale composito.

Descrizione del modello

Il modello è costituito da un provino rettangolare, caricato con una sollecitazione di tensione/compressione. Una rappresentazione schematica del modello è riportata in Fig. 4.5 e le caratteristiche possono essere così riassunte:

- La geometria del provino è completamente personalizzabile in larghezza, lunghezza, spessore del laminato, numero di lamine, spessore della lamina, layup e materiale (i.e., lamine in fibra di vetro o carbonio, le cui caratteristiche sono riportate nelle Tabelle 4.4).
- Una lamina di resina (*Resin Rich Layer - RRL*), di spessore arbitrario, può essere aggiunta nella parte superficiale del provino.
- Il modello è simmetrico rispetto all'asse z (piano xy).
- Sono applicate condizioni al contorno convettive nelle facce esterne del provino, in modo da simulare la convezione con l'ambiente esterno.

- Il modello è soggetto ad uno spostamento uniassiale simmetrico (lungo l'asse y) nelle facce superiore ed inferiore. Lo spostamento applicato ha forma d'onda sinusoidale, che può essere modificato in ampiezza, frequenza, numero di cicli applicati.
- Per tenere conto della presenza di variazioni non lineari della temperatura nello spessore del laminato, ogni lamina ha al suo interno 4 elementi.
- La mesh è creata utilizzando elementi brick di tipo C3D8T.

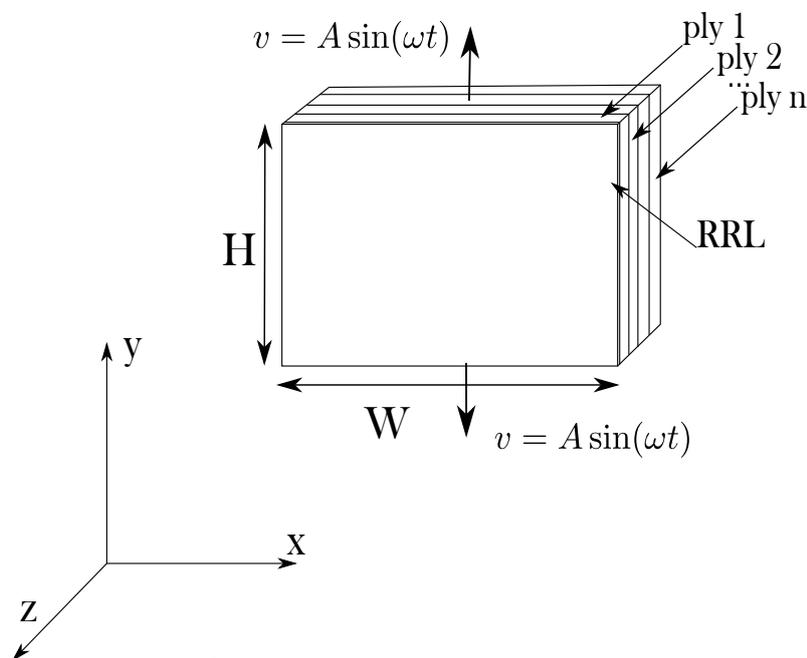


Figura 4.5: Schematic representation of the developed model.

Tabella 4.3: Proprietà della resina epossidica inserita nel modello.

	Resina Epossidica
Modulo di Young E [MPa]	3810
Coefficiente di Poisson ν	0.34
Conducibilità termica k [$\frac{W}{m \cdot K}$]	0.2
Coefficiente di espansione termica α [$\frac{1}{K}$]	$50 \cdot 10^{-6}$
Densità ρ [$\frac{Kg}{dm^3}$]	1.18
Calore specifico C_ε [$\frac{J}{Kg \cdot K}$]	1110

4.4. DATASET #4: ESPERIMENTI VIRTUALI SU MATERIALI COMPOSITI (GFRP/CFRP)

Tabella 4.4: Proprietà delle lamine unidirezionali impiegate nel modello.

	GFRP	CFRP
Modulo di Young longitudinale E_1 [MPa]	46000	171400
Modulo di Young trasversale E_2 [MPa]	13000	9080
Modulo di taglio G_{12} [MPa]	7000	5290
Coefficiente di Poisson ν_{12} [-]	0.26	0.32
Coefficiente di Poisson trasversale ν_{23} [-]	0.45	0.14
Conducibilità termica longitudinale k_{11} [W · m · K ⁻¹]	0.5	6
Conducibilità termica trasversale k_{22} [W · m · K ⁻¹]	0.2	0.65
Coefficiente di espansione termica longitudinale α_{11} [K ⁻¹]	$6.8 \cdot 10^{-6}$	$-5.5 \cdot 10^{-6}$
Coefficiente di espansione termica trasversale α_{22} [K ⁻¹]	$27 \cdot 10^{-6}$	$25.8 \cdot 10^{-6}$
Densità ρ [Kg · dm ⁻³]	1.9	1.57
Calore specifico C_ε [J · Kg ⁻¹ · K ⁻¹]	900	857

Esperimenti virtuali

Il modello appena descritto è stato utilizzato per condurre una campagna sperimentale virtuale, effettuando un'analisi accoppiata spostamento-temperatura in Abaqus Standard.

Si è analizzato il comportamento di provini in fibra di vetro (GFRP) e in fibra di carbonio (CFRP) soggetti a carico sinusoidale avente ampiezza costante; la frequenza di carico è variata da 0.1 a 100Hz. I parametri di acquisizione sono stati scelti in modo da avere 40 punti per ciclo di carico, ed in totale di 5 cicli di carico sono stati simulati per ogni test virtuale. Lo spessore delle lamine è posto pari a 0.125 mm, larghezza e altezza del provino, rispettivamente, $W = 5$ mm e $H = 2$ mm. Tutte le analisi state condotte con e senza il RRL superficiale, posto pari a 0.03 mm. Tutti i parametri di prova sono riassunti in Tabella 4.5.

Tabella 4.5: Parametri di prova.

Materiali	GFRP, CFRP
Layups	$[0/45/-45/90]_s$, $[0/0/90]_s$, $[90/90/0]_s$
Frequenze di carico [Hz]	0.1, 0.3, 0.7, 1.0, 2.0, 3.0, 5.0, 10.0, 15.0, 20.0, 25.0, 30.0, 40.0, 50.0, 100.0
Punti per ciclo	40
Numero di cicli	5
Spessore della lamina [mm]	0.125
Spessore dello strato di resina superficiale [mm]	0.03
Funzione di spostamento applicata	$0.0045 \cdot \sin(\omega t)$

Valutazione di parametri di Meccanica della Frattura mediante Thermoelastic Stress Analysis

La Thermoelastic Stress Analysis è una tecnica ideale per lo studio della propagazione di cricche in materiali soggetti a carichi di fatica. Infatti, la presenza di carichi ciclici consente di ottenere le condizioni adiabatiche richieste per la valutazione quantitativa dell'effetto termoelastico [7].

Le metriche a campo intero estratte consentono di caratterizzare accuratamente il complesso stato tensionale nell'intorno dell'apice della cricca. In generale, questo è stato effettuato mediante metodi di Least Squares Fitting (LSF), considerando diverse formulazioni, espresse come sviluppi in serie, che forniscono informazioni sullo stato tensionale nell'intorno di un difetto: Mushkelishvili [49–51], Lekhnitskii [52,53] e Williams [54–57].

L'utilizzo di questo tipo di approcci presenta, principalmente, due problematiche:

- i la necessità di conoscere con accuratezza la posizione dell'apice della cricca;
- ii la dipendenza delle metriche monitorate dalla qualità e dalla scelta dei dati sperimentali inclusi nelle procedure di fitting [54,55,57].

Pertanto, in questo capitolo verrà effettuato un confronto fra i diversi metodi di determinazione della posizione dell'apice della cricca, per identificare il più efficace, e verrà studiata la dipendenza delle metriche di interesse della meccanica della frattura dai parametri di input impiegati nella soluzione dei problemi di fitting.

L'elevato costo della strumentazione necessaria all'applicazione della TSA è il principale fattore che negli anni ha penalizzato la diffusione della tecnica. Recentemente, gli sviluppi tecnologici nel campo dei sensori microbolometrici sta spingendo verso la diffusione di applicazioni low-cost [58], anche per applicazioni a strutture danneggiate [59–62].

La principale limitazione legata all'utilizzo di sensori microbolometrici è l'attenuazione del segnale termoelastico ed un ritardo nella fase dovuto alla risposta in frequenza di questa famiglia di sensori [59]. Pertanto, l'utilizzo di sensori microbolometrici non può prescindere da un'accurata valutazione di questi fattori.

5.1 Parametri di Meccanica della Frattura

5.1.1 Valutazione dello Stress Intensity Factor

Il modello di Williams, descritto nella sezione 2.3.2, può essere utilizzato per valutare il fattore di intensificazione degli sforzi (*Stress Intensity Factor* - SIF) da dati ottenuti mediante TSA.

Come già esposto nelle sezioni precedenti, la TSA correla le variazioni di temperatura alla somma delle tensioni principali. Per un provino con cricca, soggetto a modo I di apertura, seguendo l'approccio presentato in Pitarresi et al. [57], è possibile riformulare l'equazione di Williams per il caso della termoelasticità. Considerando un sistema di riferimento in coordinate polari $\{r, \theta\}$ centrato sull'apice della cricca e combinando le tensioni in direzione x ed y , riscrivendo in funzione della temperatura, si ottiene:

$$\Delta T = \frac{1}{A} \sum_{n=1}^{\infty} A_{In} \left[2nr^{\frac{n}{2}-1} \cos\left(\frac{n}{2} - 1\right) \theta \right] \quad (5.1)$$

dove, ΔT è la variazione di temperatura alla prima armonica estratta mediante procedure di filtraggio lock-in, $A = (-T_0 K_{th})^{-1}$ è la costante di calibrazione termoelastica, A_{In} sono i coefficienti da determinare. I parametri A_{In} sono determinati tramite una procedura di *least squares fitting* di Eq. 5.1, che può essere scritta come:

$$\{\Delta T\} = [a] \{\Delta A_I\} \quad (5.2)$$

dove il termine $[a]$ è una matrice di coefficienti noti che dipendono dal sistema di riferimento (e, quindi, dalla posizione dell'apice della cricca). Il primo termine della serie di Williams contiene le informazioni relative al SIF, mentre il secondo è legato al T-stress. I due fattori possono essere valutati per mezzo delle seguenti relazioni

(Eq. 5.3):

$$\Delta K = \sqrt{2\pi}\Delta A_{I1}; \quad \Delta(\text{T-stress}) = -4 \cdot \Delta C_2 \quad (5.3)$$

La bontà dell'operazione di fitting è valutata mediante il coefficiente di determinazione R^2 , che è definito come:

$$R^2 = 1 - \frac{RSS}{TSS} \quad (5.4)$$

$RSS = \sum_i^n (y_i - Y_i)^2$ (Residual Sum of Squares) è la devianza residua e $TSS = \sum_i^n (y_i - \bar{y})^2$ (Total Sum of Squares) è la devianza totale, dove y_i rappresenta i dati sperimentali, \bar{y} è la media, e Y_i sono i dati stimati dal modello.

Teoricamente, un fitting perfetto restituirebbe un coefficiente di determinazione pari ad 1. La valutazione di R^2 è effettuata in un intorno dell'apice della cricca, e il valore ottenuto è utilizzato come funzione obiettivo da ottimizzare per l'identificazione della posizione dell'apice della cricca.

Vista la dipendenza dei parametri del fitting dal sistema di riferimento, diviene di fondamentale importanza l'accurata determinazione della posizione dell'apice della cricca, come verrà discusso approfonditamente nel seguito (sez. 5.2).

5.1.2 Valutazione del J-Integral

La valutazione del J-Integral da dati TSA richiede una operazione preliminare di separazione delle tensioni principali. Questa operazione risulta possibile in seguito alla determinazione dei coefficienti mediante la risoluzione del sistema lineare riportato in Eq. 5.2, essendo nota la distribuzione delle tensioni all'apice della cricca [29]. Infine, è nota la correlazione fra J-Integral e SIF [4].

Dal momento che la procedura di least squares fitting del modello di Williams è in grado di riprodurre accuratamente lo stato tensionale nell'intorno della cricca (si veda la sezione 5.3), la valutazione del J-Integral per mezzo delle tensioni separate con il modello di Williams potrebbe condurre ad una valutazione più robusta e meno influenzata dai dati di input del SIF.

Definizione ed implementazione del J-Integral per un'area

Nella sezione 2.3.3 è stata introdotta la formulazione del J-Integral, espressa come integrale di linea.

Eq. 2.36 può essere impiegata per valutare j a partire da dati ottenuti da tecniche sperimentali a campo intero [52, 63–65]. In tecniche che restituiscono composizioni delle tensioni principali, come TSA e fotoelasticità, si richiede un'operazione preliminare di separazione delle tensioni.

L'accuratezza della valutazione può essere migliorata esprimendo il J-Integral come integrale di dominio (*Energy Domain Integral* - EDI), la cui formulazione richiede esplicitamente l'esclusione di punti nell'intorno dell'apice della cricca, dove i dati sperimentali possono essere corrotti o non accurati.

La formulazione del J-Integral come EDI è effettuata, partendo da Eq. 2.36, applicando il teorema della divergenza e definendo una funzione ausiliaria (q), ottenendo [63, 66]:

$$j = \int_{\Omega} \left[\left(\sigma_{ij} \frac{\partial u_j}{\partial x_1} - w \delta_{1i} \right) \frac{\partial q}{\partial x_i} \right] dA \quad i, j = 1, 2 \quad (5.5)$$

dove Ω è l'area di integrazione, q è una funzione arbitraria continua, che vale 0 nel contorno interno ed 1 nel contorno esterno di integrazione, mentre δ_{1i} è il delta di Kronecker.

La valutazione del J-Integral come EDI, da dati a campo intero, è effettuata come in [65]:

$$j = n \cdot \frac{\Delta A}{h} \cdot \sum_{k=1}^n \left(\sigma_{ij} \frac{\Delta u_j}{\Delta x_1} - W \cdot \delta_{1i} \right) \frac{\Delta q}{\Delta x_i} \quad i, j = 1, 2 \quad (5.6)$$

dove, nella TSA, n è il numero di pixel nel dominio di integrazione Ω , ΔA è l'area di ogni pixel, h è lo spessore del provino, $\frac{\Delta u_j}{\Delta x_1}$ e $\frac{\Delta q}{\Delta x_i}$ sono le derivate numeriche dello spostamento e della funzione ausiliaria.

Nel caso lineare elastico (valido sotto le ipotesi della TSA) il SIF può essere ricavato conoscendo soltanto il modulo di Young del materiale [4]:

$$j = \frac{K^2}{E} \quad (5.7)$$

5.2 Metodi di determinazione dell'apice della cricca

Come già evidenziato nelle sezioni precedenti, una buona conoscenza della posizione dell'apice della cricca diventa un elemento cruciale per un'accurata valutazione di parametri di meccanica della frattura, necessaria per quasi tutte le procedure di determinazione del SIF. La procedura di interpolazione diretta proposta da Stanley e Chan [67] è l'unica tecnica in grado di fornire una stima del SIF senza necessariamente conoscere la posizione dell'apice della cricca. Tuttavia l'approccio, semplice nell'implementazione, richiede di trascurare il contributo dei termini di ordine superiore della serie di Williams (come, ad esempio, il T-stress).

Tra le diverse tecniche per la determinazione della posizione dell'apice della cricca, è possibile identificare sostanzialmente due categorie: (i) le tecniche che si basano sull'ottimizzazione del fitting di una funzione analitica; (ii) le tecniche che si rifanno a *features* caratteristiche del segnale, codificate direttamente nelle mappe di ampiezza o fase termoelastiche.

Il primo gruppo è stato implementato con successo per diverse tecniche sperimentali (fotoelasticità, DIC, TSA), in quanto l'unico requisito per una corretta implementazione è che l'informazione sperimentale possa essere utilizzata all'interno di una procedura di fitting di un'espressione analitica (come, ad esempio, la funzione degli spostamenti/stress di Williams).

Tuttavia, è opportuno notare come le coordinate polari $\{r, \theta\}$ non siano correlate linearmente alla variazione di temperatura ΔT , rendendo necessario l'utilizzo di procedure di fitting non lineari.

Metodi lineari iterativi

Per aggirare il problema della risoluzione di un sistema non lineare, si è fatto spesso ricorso a metodi di tipo *trial and error*, utilizzando una procedura di fitting lineare con coordinate dell'apice della cricca di tentativo e procedendo in modo iterativo all'ottimizzazione della posizione dell'apice della cricca, il cosiddetto *grid search method* [57, 65, 68–70].

L'applicazione del grid search method prevede la selezione di un *seed point* ragionevolmente prossimo al reale apice della cricca per risolvere Eq. 5.2. Ogni iterazione successiva considera il centroide di un differente pixel appartenente ad una

griglia di pixel in una regione di ricerca, centrata nel seed point iniziale. L'accuratezza del metodo dipende fortemente dalla risoluzione spaziale (rapporto mm/pixel), anche se è possibile migliorare la precisione tramite un approccio di tipo sub-pixel.

Il parametro selezionato per l'ottimizzazione è il coefficiente di determinazione R^2 (vedi Sez. 5.1.1).

Metodi non lineari

In letteratura sono stati riportati diversi algoritmi di risoluzione di fitting non lineare [71]: metodi newtoniani [72, 73], Downhill-Simplex [74–76] o Pattern Search [77].

Tra i metodi sopracitati, l'unico metodo che non richiede la valutazione di derivate è il Pattern Search. Il processo di ottimizzazione (ovvero minimizzare una funzione di costo) è effettuato per step successivi [77].

Tutti i metodi non-lineari presentano il vantaggio di non dipendere dalla risoluzione geometrica della tecnica sperimentale, in quanto la ricerca dei parametri incogniti è slegata da una griglia fisica di pixel, come invece avviene nei metodi iterativi lineari (grid method). In generale, questo tipo di approcci sono in grado di fornire le coordinate dell'apice della cricca con accuratezza sub-pixel e tempi di calcolo inferiori rispetto alla controparte lineare.

Tuttavia, questa famiglia di algoritmi richiede un altro tipo di accortezze: (i) una maggiore attenzione nella selezione del seed point dal quale far partire la ricerca, in quanto l'algoritmo potrebbe convergere a soluzioni di minimo locale e (ii) una opportuna selezione di vincoli, per evitare di trovare soluzioni prive di senso fisico.

Features termoelastiche all'apice della cricca

L'ultima famiglia di metodi vede la sua applicazione esclusivamente al campo della TSA, in quanto sfrutta alcune features caratteristiche delle mappe di ampiezza [60] e fase [55, 76, 78].

Ricordando la legge dell'effetto termoelastico e che il segnale termoelastico è linearmente proporzionale al primo invariante delle tensioni, è ragionevole ipotizzare che l'apice della cricca dovrebbe posizionarsi in corrispondenza del pixel con la massima temperatura [60]. Tuttavia, questo metodo è facilmente soggetto ad errori per via di fattori quali plasticità all'apice della cricca, rimozione della vernice, rumore

nel segnale termoelastico, introducendo errori non trascurabili nella valutazione del SIF. Il metodo rimane tuttavia una valida opzione per una selezione automatica e rapida di un seed point per una successiva ottimizzazione.

I metodi che sfruttano la fase termoelastica valutano la variazione di fase lungo l'asse di propagazione della cricca, come mostrato in Fig. 5.1.

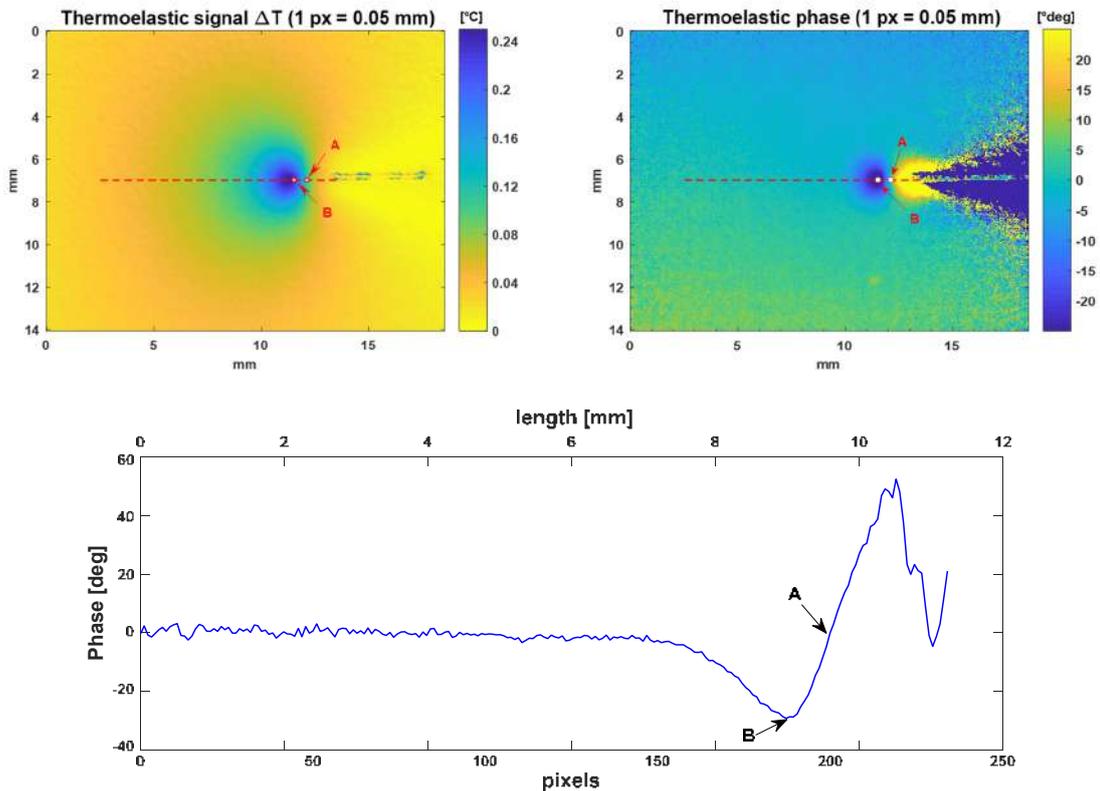


Figura 5.1: Mappe di ampiezza e fase termoelastiche. In basso, una rappresentazione della variazione di fase lungo l'asse della cricca.

In Fig. 5.1 sono evidenziate due zone: una nella quale la fase decresce rapidamente fino allo zero (punto A) e un'altra nella quale la fase raggiunge valori negativi, fino ad un minimo (punto B). Alcuni autori hanno individuato il punto di inversione del segno della fase (punto A) come l'effettiva posizione dell'apice della cricca [76,78]. Altri autori [55,79], utilizzando una procedura basata nell'ottimizzazione della serie di Williams con un metodo di tipo Downhill-Simplex, hanno trovato che il punto di minimo (B) fornisce una stima coerente con i risultati dell'ottimizzazione non lineare, suggerendo che i due punti di inversione del segno della fase (A) e di minimo (B) sono correlabili, rispettivamente, alla posizione fisica e numerica dell'apice della cricca, giustificando la distanza con la correzione del raggio plastico di Irwin [79,80].

Tabella 5.1: Posizione dell'apice della cricca ottenuto mediante i diversi metodi proposti.

	Grid Search		Pattern Search		Min. Fase		Fase Zero	
	X	Y	X	Y	X	Y	X	Y
B50S3	123.4	215.2	123.2	215.2	123	215	128	215
B50S3 (Zoom)	347.3	246.8	346.6	246.8	347	247	359	247
B200S11	94.3	60	94.2	60	94	60	97	60

5.2.1 Confronto fra metodi

In questa sezione si presenta un confronto tra le performance di tre dei metodi di determinazione dell'apice della cricca presentati:

- grid search method con accuratezza subpixel;
- pattern search method;
- metodo della fase.

I risultati riportati nel seguito fanno riferimento al Dataset #1, ed in particolare alle acquisizioni effettuate con la termocamera microbolometrica FLIR A655sc e riportate in Tab. 5.1, in quanto si sfruttano esclusivamente features qualitative del segnale termoelastico.

Identificazione dell'apice della cricca

Il metodo grid search è implementato in due fasi: (i) la valutazione della posizione ottimale dell'apice della cricca, secondo la risoluzione del pixel, all'interno di una griglia 11×11 pixels e (ii) un affinamento della griglia di ricerca, ottenuto suddividendo il pixel trovato tramite l'ottimizzazione condotta allo step precedente ed i pixel adiacenti in dieci parti ciascuno, per ottenere un'accuratezza sub-pixel. Chiaramente, un maggior numero di suddivisioni si riflette in un maggior costo computazionale. Il metodo pattern search è stato implementato vincolando la ricerca a ± 20 pixel intorno al seed point. Il medesimo seed point è stato utilizzato per le due tecniche di ottimizzazione.

In Tab. 5.1 si riportano le coordinate X ed Y dell'apice della cricca per tre differenti prove. Si evidenzia come gli algoritmi di grid search, pattern search e minimo della fase conducono praticamente al medesimo risultato. La scelta dell'apice della

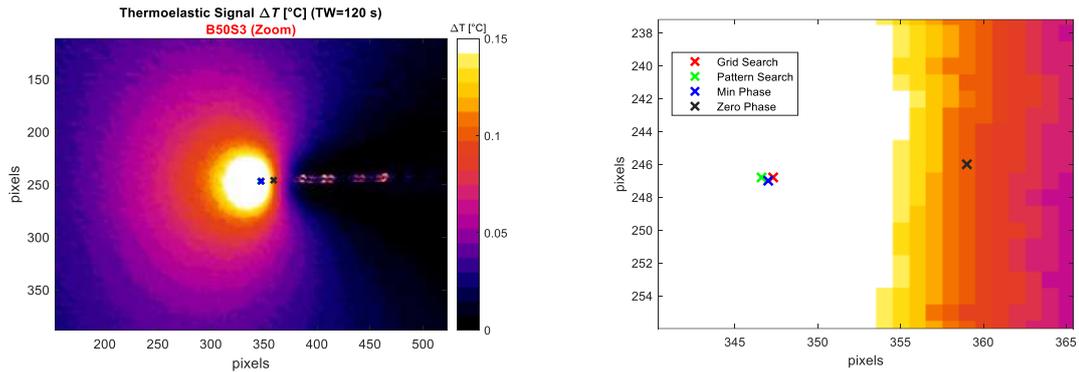


Figura 5.2: A sinistra, mappa del segnale termoelastico. A destra, uno zoom sull'apice della cricca. Le croci indicano le posizioni dell'apice della cricca ottenute con i diversi metodi.

cricca come il minimo della fase causa una sottostima della lunghezza della cricca. Il risultato sembra confermare quanto affermato in [79], suggerendo che il minimo della fase termoelastica coincide con l'apice della cricca "numerico".

In Fig. 5.2 sono riportati graficamente i risultati ottenuti con i diversi algoritmi di determinazione della posizione dell'apice della cricca (con uno zoom sulla destra per un migliore confronto).

Considerazioni sui tempi di calcolo

In questa sezione si effettua un confronto fra i tempi di calcolo impiegati dai due differenti algoritmi di identificazione dell'apice della cricca (grid search con risoluzione del pixel e pattern search con risoluzione sub-pixel). Inoltre, è stata studiata la durata della finestra di acquisizione (TW) sul tempo di calcolo e sul valore di SIF ottenuto.

Il tempo di calcolo riportato in Fig. 5.3a fa riferimento alle procedure di correlazione lock-in (mediante Digital Cross Correlation), ricerca dell'apice della cricca e calcolo del SIF. Il confronto è effettuato sulla medesima area fisica (un'area quadrata di lato 21 mm). Le performance dell'algoritmo di pattern search sono migliori rispetto al metodo di grid search per entrambe le prove riportate, e non si rilevano differenze nel valore di SIF ricavato (Fig. 5.3b). (Si consulti la sezione 5.5 per una discussione sulla valutazione quantitativa di parametri di meccanica della frattura con termocamere a sensore microbolometrico).

Si sottolinea come l'utilizzo dell'algoritmo di pattern search, unito a finestre di

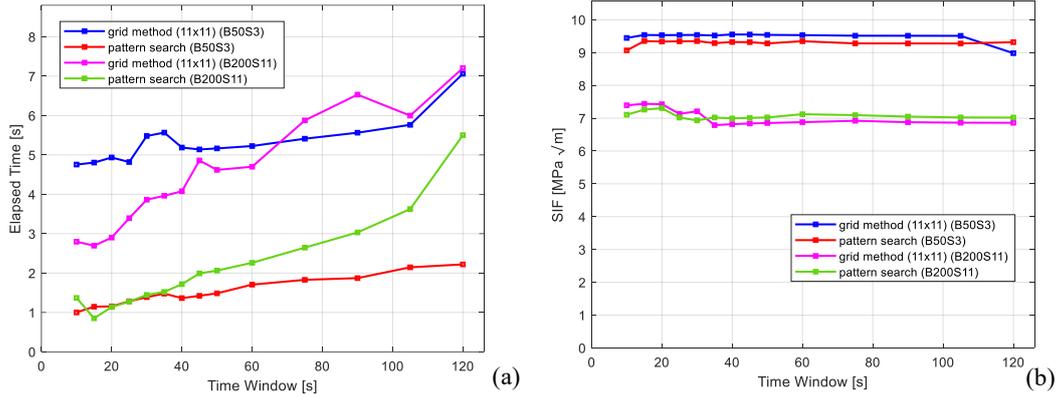


Figura 5.3: (a) Tempi di calcolo e (b) SIF calcolato al variare della finestra di acquisizione per due test.

acquisizione di durata fino ai 40 s, consente di effettuare una analisi termoelastica completa in meno di 2 secondi.

5.3 Influenze della scelta dei dati di input

L'operazione di least squares fitting per la soluzione del sistema lineare riportato in Eq. 5.2 dipende dai seguenti fattori:

1. l'accurata conoscenza della posizione dell'apice della cricca, per una corretta definizione del sistema di coordinate polari $\{r, \theta\}$;
2. posizione e numero di punti inclusi nell'area di fitting;
3. numero N_w di coefficienti impiegati nella serie di Williams.

I punti utilizzati per la procedura di fitting appartengono ad un'area avente forma di settore anulare (somigliante a *Pac-Man*, vedi Fig. 5.4). Il settore anulare, centrato sul presunto apice della cricca, è definito da un raggio massimo (r_{max}), un raggio minimo (r_{min}) e da un'apertura angolare, fissa, che si estende da 22.5° a 337.5° , per evitare di considerare nella procedura di fitting punti vicini alla cricca, dove il segnale potrebbe essere molto basso e rumoroso, o comunque corrotto per via dell'apertura della cricca. I punti che ricadono nell'area appena descritta, sono utilizzati come input nella soluzione di Eq. 5.2.

I risultati presentati in questa sezione appartengono al Dataset #1, e più nello specifico ad una prova del provino SENT (denominato SENT #1), con una fre-

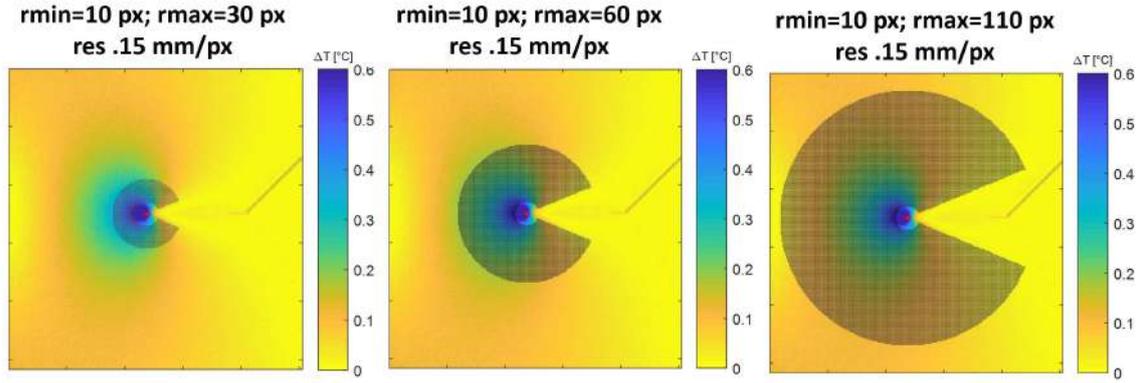


Figura 5.4: Punti di input per la procedura di least squares fitting, per diversi valori di raggio massimo e minimo considerati.

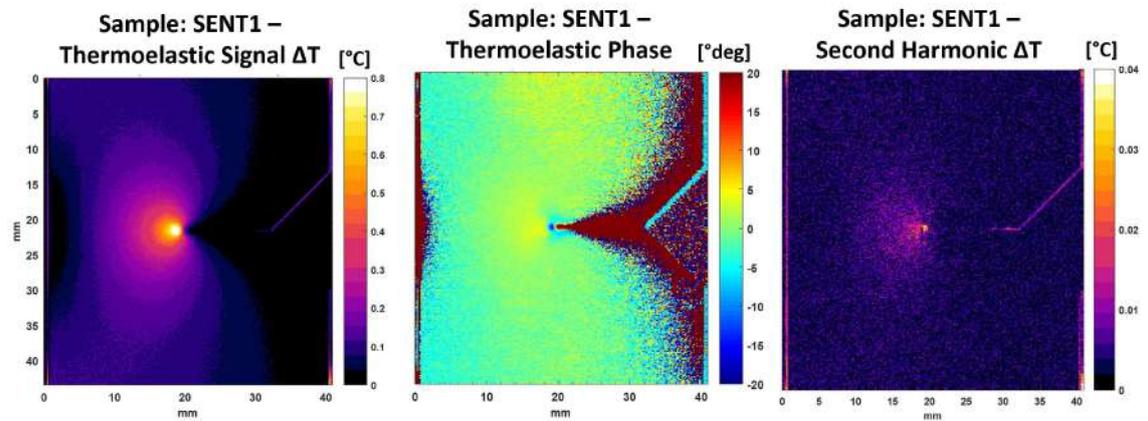


Figura 5.5: Mappe del segnale termoelastico ΔT , fase ϕ e ampiezza della seconda armonica D_{SH} .

quenza di carico pari a 10 Hz ed una frequenza di campionamento di 200 Hz ed una risoluzione spaziale di 0.15 mm/pixel. Le mappe di ampiezza e fase della prima armonica ed ampiezza della seconda armonica, ottenute mediante correlazione lock-in via LSF, sono riportate in Fig. 5.5.

5.3.1 Identificazione dell'apice della cricca

La ricerca della posizione dell'apice della cricca è effettuata mediante tre dei metodi descritti precedentemente: grid method (sia con accuratezza del pixel che sub-pixel) e pattern search method.

Dal momento che la funzione obiettivo selezionata per l'ottimizzazione, il coefficiente di determinazione R^2 , dipende strettamente dai parametri di fitting, la ricerca dell'apice della cricca è stata ripetuta per diversi valori di r_{max} e N_w . In Fig. 5.6 si

		N_w	1	2	3	4	5	8	10	1	2	3	4	5	8	10		
		rmin	12								12							
		rmax	30								60							
coarse grid method	Δx	1	0	1	1	1	1	1	1	1	-1	1	0	1	2	2		
	Δy	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0		
	R^2	0.982	0.99	0.99	0.992	0.992	0.992	0.992	0.993	0.943	0.979	0.989	0.99	0.991	0.992	0.992		
fine grid method	Δx	1.4	0.3	0.7	0.7	0.7	1	0.4	1	-1	0.6	0.4	1	1.8	2			
	Δy	-0.1	-0.1	-0.1	-0.1	-0.1	-0.1	-0.1	-0.2	0	-0.2	-0.2	-0.2	-0.2	-0.2			
	R^2	0.983	0.99	0.991	0.992	0.992	0.993	0.993	0.943	0.979	0.99	0.991	0.991	0.992	0.992			
pattern search	Δx	1.377	0.344	0.787	0.787	0.787	0.997	0.391	1	-1	0.617	0.504	0.988	1.736	1.95			
	Δy	-0.02	-0.05	-0.13	-0.13	-0.13	-0.07	-0.11	-0.13	-0.02	-0.18	-0.23	-0.18	-0.22	-0.22			
	R^2	0.983	0.99	0.991	0.992	0.992	0.993	0.993	0.943	0.979	0.99	0.991	0.991	0.992	0.992			

		N_w	1	2	3	4	5	8	10	1	2	3	4	5	8	10		
		rmin	12								12							
		rmax	90								110							
coarse grid method	Δx	-1	-3	0	-1	1	1	2	-3	-5	-1	-2	1	1	2			
	Δy	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0			
	R^2	0.878	0.939	0.971	0.982	0.987	0.991	0.991	0.801	0.885	0.942	0.964	0.978	0.99	0.991			
fine grid method	Δx	-1	-3	0	-0.6	1	1	1.9	-3	-5	-1	-2	1.7	1	1.9			
	Δy	0	-0.1	-0.2	-0.3	-0.4	-0.4	-0.3	0	0	-0.2	-0.2	-0.3	-0.4	-0.3			
	R^2	0.878	0.939	0.972	0.982	0.987	0.991	0.991	0.801	0.885	0.942	0.964	0.978	0.99	0.991			
pattern search	Δx	-1	-3.03	0	-0.75	0.984	1.266	1.766	-3	-5	-1	-1.51	1.484	0.997	1.781			
	Δy	-0.04	-0.07	-0.2	-0.34	-0.34	-0.37	-0.27	-0.04	-0.05	-0.04	-0.41	-0.38	-0.39	-0.32			
	R^2	0.878	0.939	0.972	0.982	0.987	0.991	0.991	0.801	0.885	0.942	0.964	0.978	0.99	0.991			

Figura 5.6: Valori in pixel della distanza fra il punto di minimo della fase termoelastica ed le coordinate di apice della cricca per diversi valori di r_{max} e N_w .

riportano le coordinate ottenute di posizione dell'apice della cricca, riportate come differenza $(\Delta x, \Delta y)$ rispetto alle coordinate del punto di minimo della fase.

I dati riportati in Fig. 5.6 mostrano chiaramente che i valori di Δy sono sempre prossimi allo zero, mentre si riscontra una maggiore variabilità in Δx . Escludendo alcuni *outliers* (che generalmente si presentano quando si effettua il fitting con combinazioni di valori elevati di r_{max} ed un numero ridotto di termini di Williams), la variabilità della posizione dell'apice della cricca si attesta intorno ai 2 pixels (0.3 mm).

Inoltre, valori più elevati del coefficiente di determinazione R^2 sono stati ottenuti aumentando sia il raggio massimo che il numero di termini di fitting.

Infine, le coordinate dell'apice ottenute mediante grid method con risoluzione sub-pixel e pattern search sono praticamente coincidenti, ma, come visto precedentemente, è sempre preferibile l'utilizzo del metodo di pattern search per via dei minori costi computazionali.

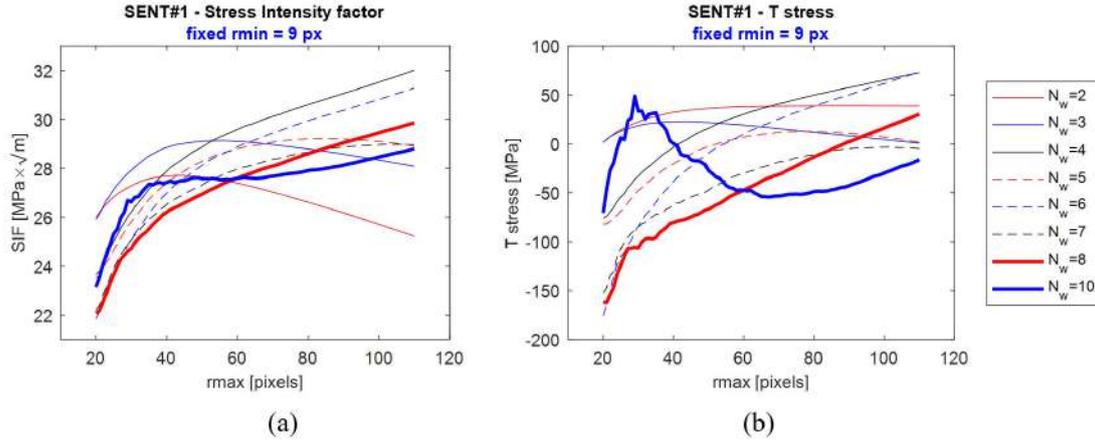


Figura 5.7: Valori in pixel della distanza fra il punto di minimo della fase termoelastica ed le coordinate di apice della cricca per diversi valori di r_{max} e N_w .

5.3.2 Influenza dei dati di input su SIF e T-Stress

La valutazione di SIF e T-Stress è stata ripetuta per diversi valori di r_{max} e N_w , e i risultati ottenuti sono riportati in Fig. 5.7, utilizzando come coordinate dell'apice della cricca le coordinate ottenute utilizzando l'algoritmo di pattern search con $r_{max} = 60$ pixels e $N_w = 5$.

Il valore di r_{min} è stato mantenuto costante e posto pari a 9 pixel per tutti i casi analizzati. La scelta di questa estensione di raggio minimo è stata effettuata considerando la correzione del raggio plastico di Irwin [80] per un caso di tensione di snervamento di 280 MPa e di SIF di $26 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. Questa estensione risulta essere maggiore rispetto all'area che presenta uno shift della fase all'apice della cricca (vedi Fig. 5.5b) e pertanto sufficientemente estesa per evitare l'inclusione di punti che non seguono la legge dell'effetto termoelastico nel fitting.

La valutazione dei parametri SIF e T-Stress, a differenza della determinazione dell'apice della cricca, risulta più sensibile alla scelta dei parametri di input del fitting. I valori di SIF ottenuti oscillano tra 22 e 32 $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$, mentre il T-Stress varia da -150 a 50 MPa. Si riscontra una minore dispersione dei valori per $N_w > 5$ e $r_{max} > 50$, ma l'assenza di una convergenza non permette di trarre nessuna conclusione.

Un grafico analogo è stato ricavato per R^2 ed è riportato in Fig. 5.8.

Si può notare come per numeri elevati di termini della serie di Williams ($N_w > 6$) R^2 presenta un valore costante molto prossimo all'unità (0.99), a prescindere dal

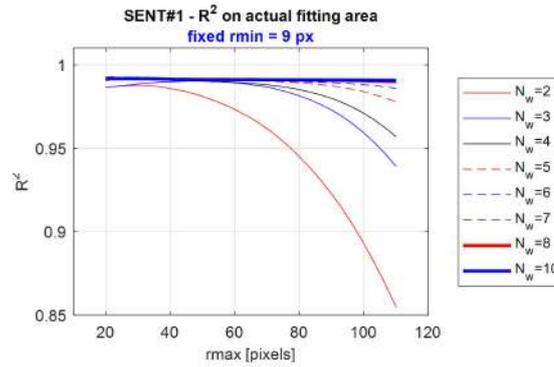


Figura 5.8: Valutazione di R^2 per diversi valori di r_{max} e N_w .

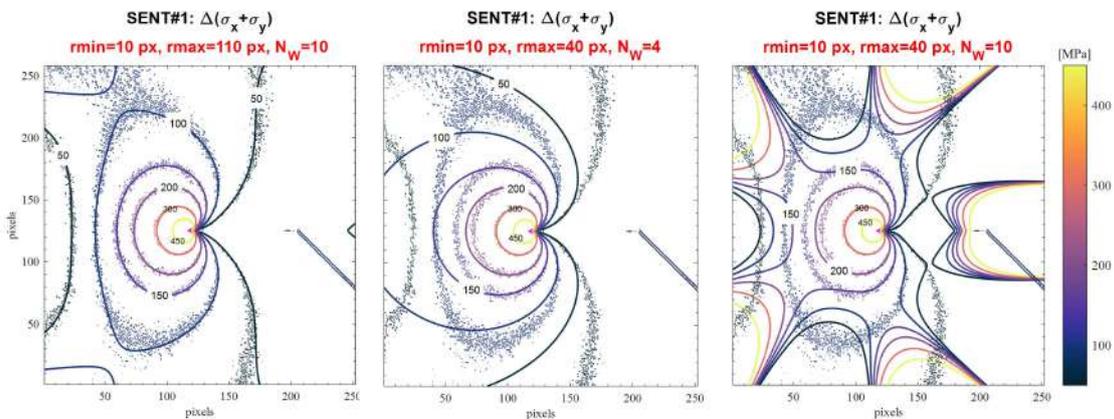


Figura 5.9: Confronto fra isopache sperimentali e ricostruite dal modello di Williams per diversi valori di r_{max} e N_w .

valore di r_{max} , mentre per $r_{max} < 60$ il medesimo valore di R^2 si raggiunge per $N_w > 3$.

L'elevato valore del coefficiente di determinazione indica che il modello di Williams è in grado di effettuare un ottimo fitting dei dati sperimentali nell'area considerata ($r_{min} < r < r_{max}$), a prescindere dall'accurata determinazione di SIF e T-Stress. Si può notare infatti che elevatissimi valori di R^2 , prossimi all'unità, sono accompagnati da variazioni non trascurabili dei suddetti parametri. Questo risultato indica chiaramente che un elevato valore del coefficiente di correlazione R^2 non può servire come criterio per la determinazione dei migliori parametri di input.

In Fig. 5.9 si riporta la sovrapposizione fra le isopache sperimentali e ricostruite dal modello. Le diverse immagini si riferiscono a diverse combinazioni di r_{max} e N_w (r_{max} elevato - N_w elevato, r_{max} ridotto - N_w ridotto, r_{max} ridotto - N_w elevato).

Il risultato ottenuto combinando elevati valori di r_{max} e N_w presenta un buon fitting anche in prossimità del bordo del provino. Per r_{max} ridotto, il modello è in

grado di approssimare bene i dati sperimentali nell'area compresa fra r_{min} ed r_{max} , ma diverge nel resto del dominio. Infine, l'ultima combinazione mostra come l'area di convergenza per il modello di Williams possa essere ridotta dalla specifica scelta di r_{max} e N_w .

5.4 Valutazione dell'Energy Domain Integral da TSA

La valutazione dell'EDI da dati TSA è effettuata secondo i seguenti step, graficamente rappresentati in Fig. 5.10

- i valutazione di stress e spostamenti tramite la soluzione della serie di Williams;
- ii valutazione delle deformazioni ε_{ij} a partire dalle tensioni σ_{ij} tramite la conoscenza della matrice di cedevolezza [S];
- iii calcolo della densità di energia di deformazione, W , partendo dalla conoscenza di ε_{ij} e σ_{ij} ;
- iv scelta di una opportuna funzione ausiliaria q ;
- v calcolo delle derivate numeriche $\frac{\Delta u_j}{\Delta x_1}$ e $\frac{\Delta q}{\Delta x_i}$;
- vi valutazione di J risolvendo Eq. 5.6.

La valutazione dell'EDI è effettuata su un'area rettangolare, escludendo dal calcolo una porzione dei punti nell'intorno dell'apice della cricca (Fig. 5.11).

5.4.1 Calcolo del SIF da J-Integral

La procedura appena esposta è stata applicata sui medesimi dati analizzati nella sezione precedente (sezione 5.3). I parametri di fitting per la soluzione del modello di Williams sono stati scelti in modo da ricostruire fedelmente il campo tensionale in aree lontane dall'apice della cricca e riportati in Tab. 5.2, insieme alla scelta delle dimensioni del dominio di calcolo dell'EDI:

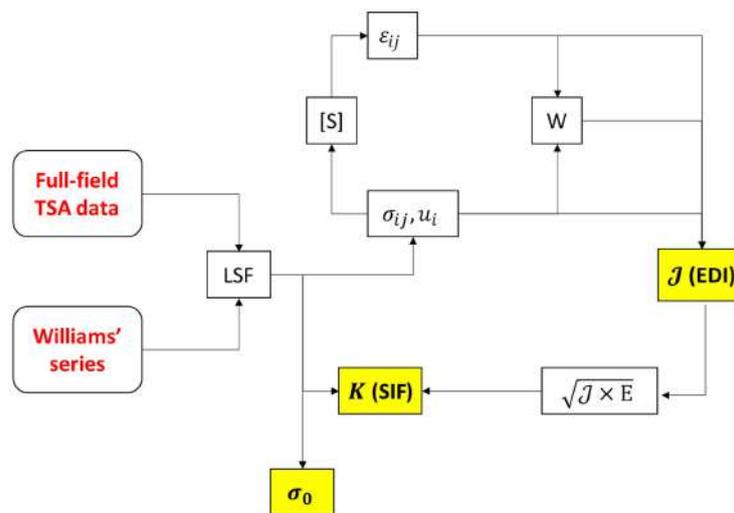


Figura 5.10: Passaggi per la valutazione di parametri della frattura da dati TSA (legenda: σ_0 – T-stress, W – densità di energia di deformazione, S – matrice di cedevolezza, u_i – componenti di spostamento).

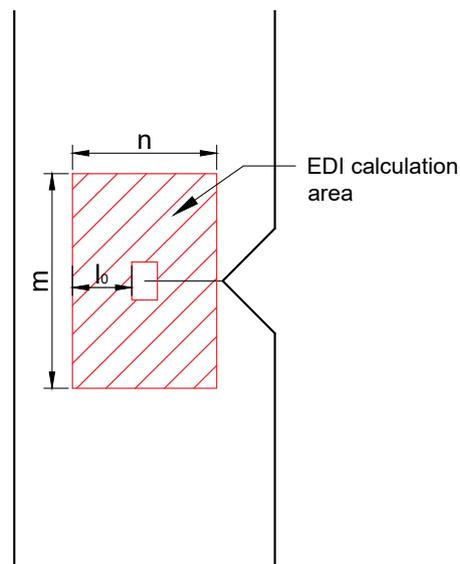


Figura 5.11: Dominio di calcolo dell'EDI.

Tabella 5.2: Dimensioni dell'area di fitting e del dominio di calcolo di J

	Least Squares Fitting			Energy Domain Integral		
	r_{min} [pixels]	r_{max} [pixels]	N_w	m [pixels]	n [pixels]	l_0 [pixels]
SENT#1	8	65	10	80	60	50

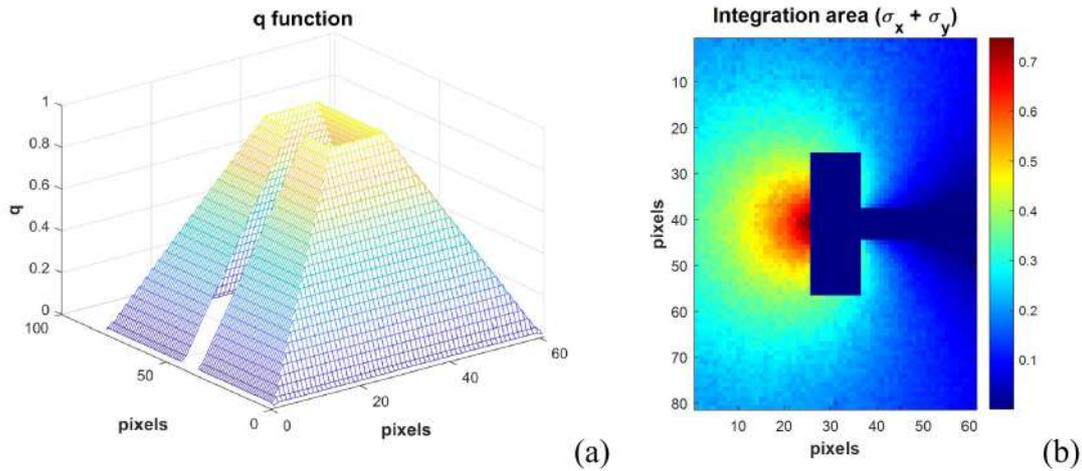


Figura 5.12: (a) Funzione q piramidale; (b) ampiezza termoelastica nell'area di integrazione.

Tabella 5.3: Valori di SIF e EDI dall'analisi del provino SENT#1.

	SIF da LSF [$\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$]	EDI [N/mm]	SIF da EDI [$\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$]
SENT#1	27	3.7	26.8

La selezione del tipo di funzione q è stata effettuata, in accordo con [65], scegliendo una funzione di tipo piramidale (riportata in Fig. 5.12a), per una maggiore accuratezza nella valutazione dell'EDI.

In Fig. 5.12b, è invece mostrata la mappa termoelastica con l'esclusione dei punti nell'intorno dell'apice della cricca, non considerati nella risoluzione dell'integrale.

Quindi, il SIF può essere ottenuto dalla valutazione dell'EDI, secondo l'Eq. 5.7. Il risultato è riportato in Tab. 5.3.

Il risultato presentato in Tab. 5.3 conferma che l'approccio dell'EDI è in grado di fornire una buona stima del SIF, in accordo con quanto ottenuto dalla soluzione del LSF di Williams. Risulta interessante evidenziare l'ottima aderenza fra i valori del SIF ottenuti mediante LSF ed EDI, riferiti alla medesima area fisica (27 via LSF vs 26.8 via EDI).

5.5 Utilizzo di termocamere a sensore microbolometrico

5.5.1 Provino di trazione *dogbone*

In questa sezione, i risultati ottenuti dal provino di trazione dogbone (Dataset #1) sono riportati e confrontati in termini di ΔT , ΔT_{avg} , K_{th} , R^2 , $Std.Dev$ per entrambe le termocamere utilizzate (sensore raffreddato - P, sensore microbolometrico - B), con l'obiettivo di estrapolare informazioni e sviluppare una metodologia per analisi quantitative di TSA mediante sensori microbolometrici, valutando l'influenza di fattori quali: frequenza di carico (LF), frequenza di acquisizione (SF), finestra di acquisizione (TW).

ΔT vs $\Delta \sigma$

Una prima considerazione può essere immediatamente effettuata analizzando la variazione di temperatura ΔT rispetto alla tensione applicata $\Delta \sigma$, come riportato in Fig. 5.13a per quattro test differenti, due con la termocamera P e due con la B, per diversi valori di frequenze di acquisizione (200 Hz e 12.5 Hz) e la medesima frequenza di carico (5 Hz). La temperatura è valutata come media della Region Of Interest (ROI) riportata in verde in Fig. 5.13b

Come previsto dall'effetto termoelastico, in tutti i casi è rispettata la relazione di linearità fra segnale termoelastico e carico applicato. Tuttavia, è evidente che mentre SF non ha nessuna influenza sulle acquisizioni effettuate con la termocamera con sensore raffreddato (le due curve riportate sono perfettamente sovrapponibili), si registra una variazione della pendenza in funzione della frequenza di acquisizione per la termocamera con sensore microbolometrico.

Quindi, è possibile concludere che anche se il segnale acquisito dal sensore microbolometrico risulta attenuato, per via della risposta in frequenza del sensore (per data frequenza di acquisizione) la riduzione dell'ampiezza del segnale termoelastico misurato (rispetto alla condizione ideale, rappresentata dal valore ottenuto mediante sensore fotonico) è costante con l'ampiezza di carico.

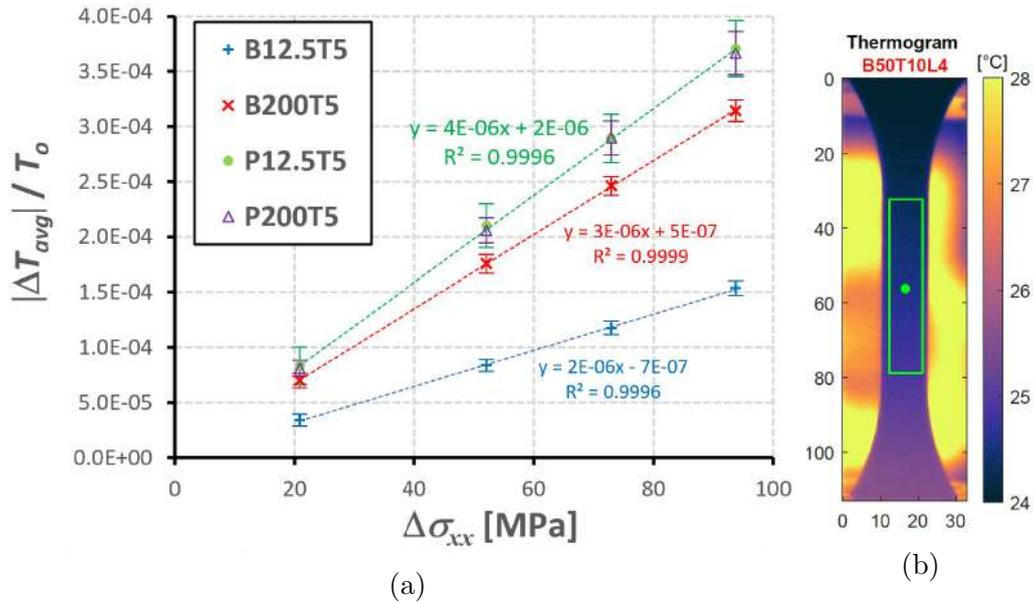


Figura 5.13: (a) Segnale termoelastico normalizzato vs stress applicato (b) in verde, region-of-interest sul provino di trazione dogbone.

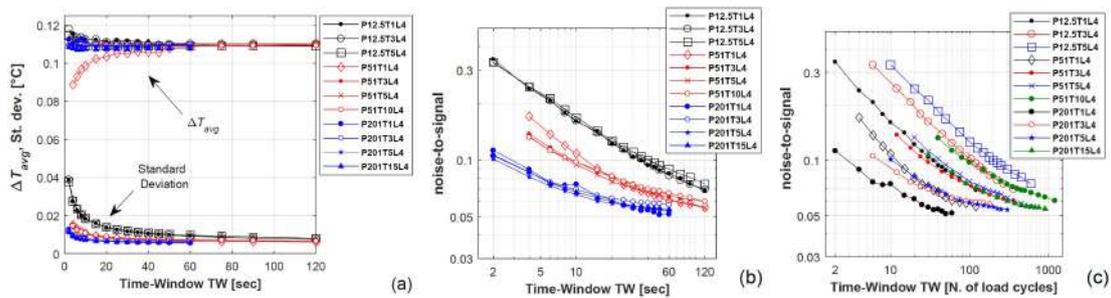


Figura 5.14: Dati ottenuti dalla camera P per diversi LF e SF: (a) segnale termoelastico vs finestra di acquisizione; (b) rapporto segnale-rumore vs finestra di acquisizione; (c) rapporto segnale rumore vs numero di cicli.

Influenza dei parametri di setup: LF, SF, TW

La valutazione di ampiezza del segnale termoelastico mediato su un'area (ROI), ΔT_{avg} , e deviazione standard nella ROI, St.dev, è stata ripetuta per diversi valori di LF, SF e TW.

Fig. 5.14 e 5.15 riportano plots di ΔT_{avg} e rapporto rumore-segnale (N/S - Noise-to-Signal ratio), espresso come $St.dev / \Delta T_{avg}$ al variare della finestra di acquisizione (TW) espressa sia in secondi (Fig. 5.14b e 5.15b) che in cicli di carico (Fig. 5.14c e 5.15c). I confronti sono stati effettuati a parità di ampiezza di carico, L4, in quanto irrilevante in queste considerazioni.

In primo luogo, si nota che i valori di T_{avg} della termocamera P (Fig. 5.14a) sono

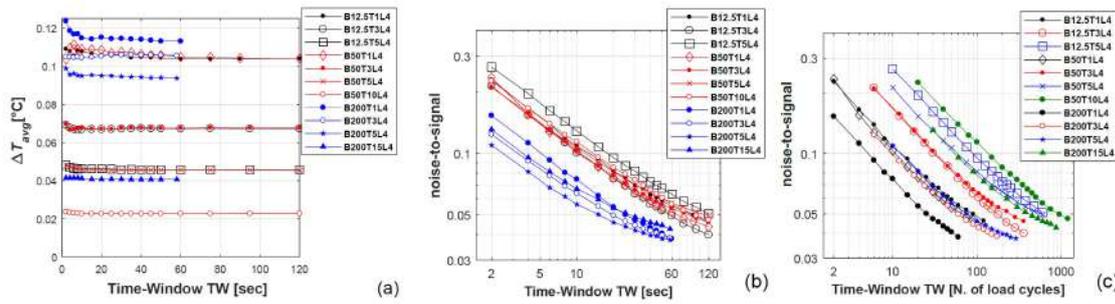


Figura 5.15: Dati ottenuti dalla camera B per diversi LF e SF: (a) segnale termoelastico vs finestra di acquisizione; (b) rapporto segnale-rumore vs finestra di acquisizione; (c) rapporto segnale rumore vs numero di cicli.

molto poco influenzati da LF, come previsto dalla legge dell'effetto termoelastico. Pertanto, il sensore raffreddato è in grado di misurare correttamente la variazione di temperatura indotta dall'effetto termoelastico. Invece, la termocamera B mostra un'attenuazione del segnale al crescere di LF (5.15a).

In entrambi i casi, il valore di ΔT_{avg} converge per tempi di acquisizione superiori ai 10 s.

Per quanto riguarda la deviazione standard, a differenza dell'ampiezza, si riscontra un'influenza significativa di TW e SF. Il rumore aumenta al decrescere di TW, numero di cicli di carico e SF (Fig. 5.14b,c 5.15b,c). I risultati riportati confermano quanto riscontrato in [81], dove era stata individuata una riduzione log-lineare del rapporto N/S fino ad un asintoto orizzontale, determinato dal rumore del sensore (FPN - Fixed Pattern Noise).

I risultati appena presentati indicano che l'utilizzo di finestre di acquisizioni superiori ai 20 secondi diventa superfluo nella maggior parte dei casi, in quanto, per finestre di acquisizione di durata maggiore, non si ha una significativa riduzione del rapporto rumore/segnale né tanto meno variazioni significative nel segnale termoelastico calcolato.

Introduzione di un coefficiente correttivo

L'attenuazione del segnale termoelastico riscontrata con la termocamera con sensore microbolometrico (Fig. 5.15a) al variare della frequenza di carico LF è la medesima per i valori di frequenza di acquisizione SF = 12.5 e 50 Hz. La dipendenza dell'ampiezza del segnale termoelastico da LF e non da SF è coerente con quanto

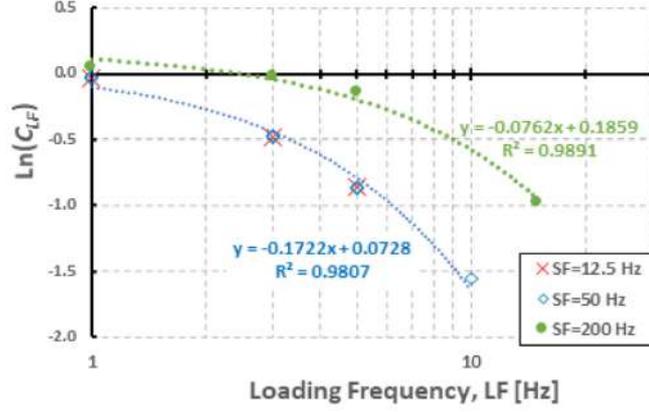


Figura 5.16: Coefficiente di attenuazione del segnale termoelastico C_{LF} vs frequenza di carico.

ottenuto in [82]. L'attenuazione del segnale termoelastico rispetto al valore teorico può essere espresso come:

$$\frac{\Delta T}{T_o K_{th} \Delta (\sigma_{xx} + \sigma_{yy})} = C_{LF} \quad (5.8)$$

dove $0 < C_{LF} < 1$. Ricordando la relazione di linearità tra ΔT e $\Delta \sigma$ mantenuta dal sensore microbolometrico (Fig. 5.13), e introducendo il coefficiente $C_B = K_{th} \times C_{LF}$, Eq. 5.8 può essere espressa come:

$$C_B = \left[\frac{\Delta T_{avg}/T_o}{\Delta \sigma_{xx}} \right]_{LF} \quad (5.9)$$

dove il termine tra parentesi quadre rappresenta l'inclinazione della regressione lineare di ΔT vs $\Delta \sigma$, fissati LF, SF, TW. Il coefficiente C_B sarà funzione della frequenza di carico e può essere considerata a tutti gli effetti una costante termoelastica corretta per le valutazioni quantitative con termocamere microbolometriche.

In Fig. 5.16, è riportato un plot di $\log C_{LF}$. Il valore esatto della costante termoelastica K_{th} è considerato quello ottenuto mediante termocamera fotonica. Si possono identificare due differenti comportamenti, il primo relativo alle frequenze di acquisizione 12.5 e 50 Hz, i cui risultati sono praticamente sovrapponibili, il secondo per SF = 200 Hz, che presenta una minore attenuazione del segnale termoelastico con la frequenza di carico.

Il comportamento differente riscontrato nelle acquisizioni a 200 Hz è attribuibile al subwindowing effettuato nel FOV della camera per raggiungere frequenze di ac-

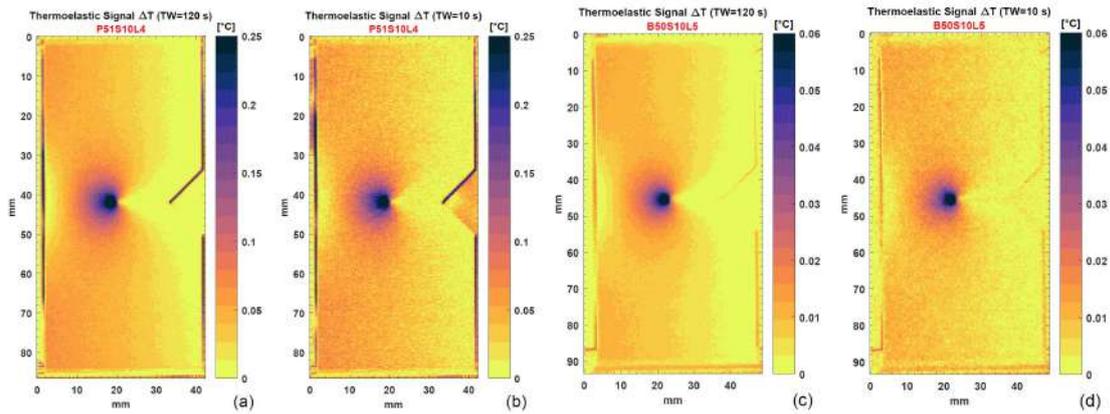


Figura 5.17: Ampiezza termoelastica del provino SENT: (a, b) Camera P, (b, c) Camera B, per diversi valori di TW (a, c) 120 s (b, d) 10 s.

quisizione più elevate (640×480 per 12.5 e 50 Hz vs 640×120 per 200 Hz), anche se nel caso di sensore microbolometrico la costante di tempo del sensore dovrebbe dipendere dalle proprietà intrinseche del materiale e non dalla dimensione del sub-array [58].

Tuttavia, può essere utile ricordare che, per esempio, nelle termocamere fotoniche le operazioni di sub-windowing riducono il tempo necessario al trasferimento dei dati consentendo di ottenere un maggiore tempo di integrazione, ed in ultima istanza una maggiore sensibilità. Un fenomeno simile potrebbe spiegare la maggiore sensibilità del sensore microbolometrico in presenza di sub-windowing a 200 Hz.

5.5.2 Provino SENT

Lo stato di tensione più complesso introdotto dalla presenza di una cricca rappresenta un ottimo caso studio per le performance del sensore microbolometrico, in quanto non è possibile effettuare nessuna operazione di media nella ROI per ridurre il rumore, come era stato invece effettuato per il caso del provino di trazione.

In Fig. 5.17 si riporta un confronto fra le mappe a campo intero di ampiezza termoelastica ΔT , ottenute con le due termocamere per il caso di $LF = 10$ Hz, $SF = 50$ Hz. Le considerazioni sono di carattere assolutamente generale ed estensibili a tutte le altre prove effettuate.

Confrontando le mappe, appare evidente che la termocamera B non presenti nessuna inferiorità nella capacità di riprodurre le isopache nel provino, rispetto alla termocamera P. Come previsto, il segnale risulta attenuato di un coefficiente, ma

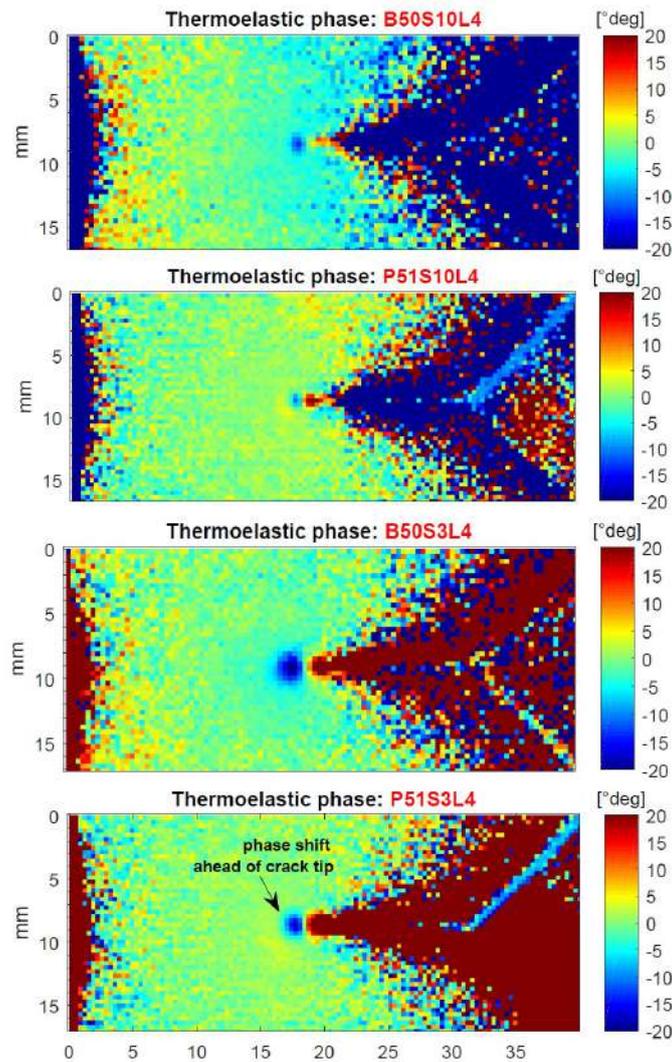


Figura 5.18: Mappe di fase termoelastica nell'intorno dell'apice della cricca. Confronto fra le features ottenute mediante termocamera B e P per frequenze di carico differenti (3 e 10 Hz).

questo non inficia le capacità del sensore microbolometrico di catturare correttamente le caratteristiche di stati di temperatura complessi, come quelli delle strutture contenenti cricca.

Fig. 5.17 presenta anche un confronto fra differenti TW: viene confermata la maggior presenza di rumore per acquisizioni brevi ($TW = 10$ s) rispetto a tempi di acquisizione più estesi ($TW = 120$ s), per entrambi i sensori.

In Fig. 5.18 si riporta un confronto della fase termoelastica in un'area centrata nell'asse della cricca. La termocamera microbolometrica si mostra in grado di valutare correttamente la fase termoelastica, caratterizzata, in prossimità dell'apice della cricca, da un cambio di segno.

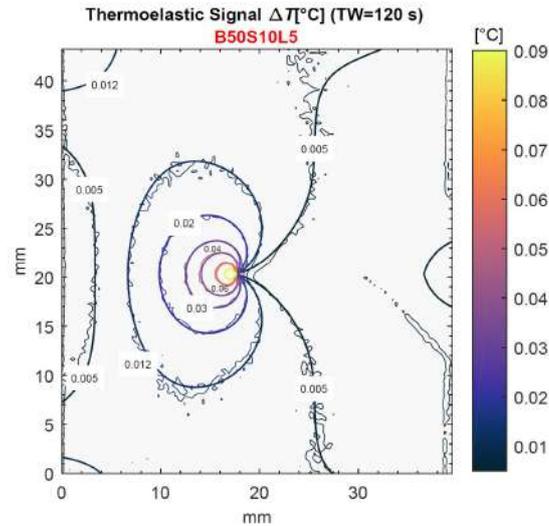


Figura 5.19: Confronto fra isopache sperimentali e ricostruite mediante modello di Williams in mappa di ampiezza termoelastica ottenuta con termocamera B.

Rajic e Rowlands [58] avevano affermato che i sensori microbolometrici potrebbero causare un ritardo di fase, per via della dinamica del sensore. Tuttavia, dal momento che questo *delay* è uniforme in tutta la mappa, questo fenomeno non inficia la capacità del sensore di catturare variazioni di fase all'interno del FOV. Ulteriore conferma di ciò è la somiglianza fra le mappe ottenute con i due diversi tipi di termocamera, a prescindere dalla frequenza di carico applicata.

Valutazione del SIF e introduzione del coefficiente correttivo

La capacità del sensore microbolometrico di riprodurre correttamente le *features* del segnale termoelastico non inficia la procedura di fitting con il modello di Williams, seppure, in assenza di correzioni, il valore del SIF risulterà attenuato. Tuttavia, il metodo è in grado di fornire una stima corretta della posizione dell'apice della cricca e potrebbe essere utilizzato per effettuare operazioni di *tracking* dell'apice della cricca.

Un confronto fra le isopache sperimentali e la ricostruzione del segnale mediante modello di Williams è riportato in Fig. 5.19.

In Fig. 5.20 si riportano i valori di SIF calcolati mediante least squares fitting del modello di Williams (Eq. 5.2), considerando come costante termoelastica di riferimento il valore ottenuto testando il provino di trazione e valutato con la termocamera P, $K_{th} = 3.9 \times 10^{-6} \text{MPa}^{-1}$.

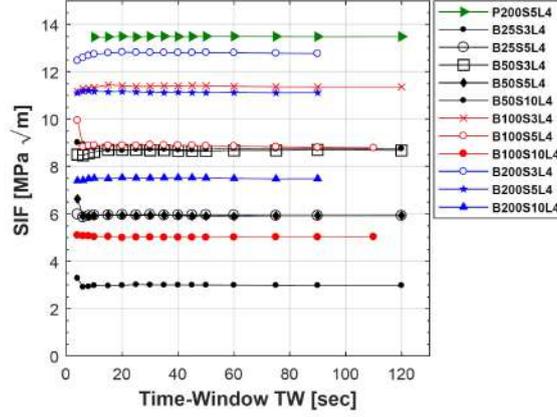


Figura 5.20: Valori di SIF vs durata della finestra di acquisizione (TW) per le diverse prove.

Tabella 5.4: Valori di SIF da microbolometrica corretti #1 [$\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$]

SF [Hz]	25					50				
LF [Hz]	3	5	7	9	11	3	5	7	9	11
SIF_P [$\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$]	13.58 ± 0.47									
C_{LF}	0.64	0.46	0.33	0.24	0.17	0.64	0.46	0.33	0.24	0.17
SIF_B [$\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$]	9.59	6.65	4.91	3.82	3.06	9.50	6.63	4.88	3.79	3.05
SIF_B/C_{LF} [$\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$]	14.88	14.43	14.90	16.18	18.16	14.74	14.39	14.81	16.07	18.08
Errore [%]	9.60	6.20	9.74	19.12	33.69	8.55	5.97	9.09	18.36	33.15

Il valore più elevato è proprio quello ottenuto con la termocamera fotonica, mentre diversi valori del SIF sono stati ottenuti per la termocamera microbolometrica, per via dell'influenza di frequenza di carico e di acquisizione sulla temperatura misurata.

Fig. 5.20 riporta anche la variabilità del SIF rispetto alla durata della finestra di acquisizione, ottenendo risultati stabili ed indipendenti dal valore di TW scelto, per durate maggiori ai 10 s.

Dal momento che i coefficienti di Williams sono correlati linearmente alla costante termoelastica (K_{th} per termocamera P e C_B per B), è possibile effettuare una correzione a posteriori del SIF ottenuto con la camera bolometrica (SIF_B) per ottenere il valore di riferimento della termocamera fotonica (SIF_P) con la semplice relazione:

$$\Delta K_P = \Delta K_B \frac{K_{th}}{C_B} = \frac{\Delta K_B}{C_{LF}} \quad (5.10)$$

I risultati ottenuti applicando la correzione del SIF_B , effettuata applicando Eq. 5.10, sono riportati in Tab. 5.4, 5.5.

Tabella 5.5: Valori di SIF da microbolometrica corretti #2 [MPa√m]

SF [Hz]	100					200				
LF [Hz]	3	5	7	9	11	3	5	7	9	11
SIF_P [MPa√m]	13.58 ± 0.47									
C_{LF}	0.85	0.70	0.58	0.48	0.40	0.96	0.82	0.71	0.61	0.52
SIF_B [MPa√m]	12.03	9.59	7.68	6.03	5.09	12.92	11.31	10.04	8.68	7.28
SIF_B/C_{LF} [MPa√m]	14.10	13.66	13.22	12.48	12.61	13.48	13.75	14.21	14.31	13.96
Errore [%]	3.80	0.58	2.62	8.08	7.13	0.72	1.23	4.63	5.38	2.83

Dalle tabelle 5.4, 5.5 è possibile osservare che i valori di C_{LF} sono uguali per le frequenze di acquisizione SF = 12.5 e 50 Hz, come già discusso in precedenza, mentre C_{LF} si discosta per i casi di SF = 100 e 200 Hz. In particolare, dal momento che non erano disponibili test sul provino di trazione con frequenze di acquisizione pari a 100 Hz, il valore di C_{LF} per questa frequenza è stato ottenuto mediante interpolazione lineare dei due coefficienti ottenuti per 50 e 200 Hz, considerando le differenti dimensioni di subwindowing nei diversi casi.

Risulta evidente che, a seguito della correzione, il valore di SIF ottenuto dalla termocamera B è in accordo con il valore di riferimento fornito dalla termocamera P. Una quantificazione dello scostamento tra i due valori è riportata nell'ultima riga delle tabelle, sotto forma di errore percentuale. Con rare eccezioni, l'errore risulta essere sempre contenuto e inferiore al 10%, confermando la validità della procedura proposta.

5.6 Considerazioni finali e sviluppi futuri

In questo capitolo è stato effettuato uno studio sull'applicazione del metodo termoelastico a problemi di meccanica della frattura, sia come valutazioni quantitative di parametri di meccanica della frattura (SIF, J-Integral), che in termini qualitativi, come possibilità di tracciare la crescita di cricche in provini contenenti difetti. L'analisi dei dati, ottenuti da provini Single Edge Notched Tension in acciaio AISI 304L, ha condotto ai seguenti risultati significativi:

1. Un confronto fra differenti metodi di determinazione della posizione dell'apice della cricca (grid-method, pattern-search method, analisi del segnale di fase) ha consentito di ottenere risultati coerenti fra i diversi metodi, in termini di

determinazione delle coordinate dell'apice. Tuttavia, uno studio sui tempi computazionali suggerisce l'utilizzo del metodo di pattern search in quanto in grado di fornire un risultato molto accurato (accuratezza sub-pixel) in tempi ridotti.

2. L'utilizzo del LSF della serie di Williams è in grado di ricostruire in maniera molto accurata le isopache termoelastiche misurate con la TSA, fornendo valori molto del coefficiente di determinazione R^2 , prossimi all'unità (0.99).
3. Un'analisi dell'influenza dei dati di input del LSF ha mostrato che i valori calcolati di SIF e T-Stress sono molto sensibili alla scelta dei parametri, a prescindere dall'accuratezza del fitting, garantita da elevati valori del parametro R^2 . Una minore dispersione è stata notata per un numero elevato di termini della serie di Williams N_w e per aree di fitting più estese (r_{max} elevato).
4. Il LSF è stato utilizzato per separare le componenti di tensione e calcolare il J-Integral, espresso come integrale di dominio (Energy Domain Integral), meno sensibile ai parametri di fitting, fornendo un'indicazione sui parametri di fitting ottimali per la valutazione del SIF mediante Least Squares Fitting.

Inoltre, è stato effettuato un confronto tra il diverso comportamento di due termocamere di fasce differenti, aventi un diverso tipo di sensore: una termocamera ad alto costo a sensore raffreddato (FLIR X6540sc), ed una più economica, a sensore microbolometrico (FLIR A655sc). Il confronto è stato effettuato testando due provini del medesimo materiale avente geometrie differenti: un provino di trazione di tipo dogbone ed un provino SENT con cricca.

L'indagine svolta ha mostrato come i sensori bolometrici possano essere utilizzati per valutazioni qualitative e quantitative, nel monitoraggio di strutture contenenti danno. I principali risultati possono essere riassunti come segue:

1. L'utilizzo di una termocamera con sensore microbolometrico non altera la relazione di linearità tra temperatura e stress prevista dalla legge dell'effetto termoelastico. Tuttavia, è presente un'attenuazione nel segnale misurato, che dipende fondamentalmente dalla frequenza del carico applicato.

2. Il segnale termoelastico misurato mediante termocamere microbolometriche può essere corretto introducendo un fattore correttivo, che dipende dalla frequenza di carico con una relazione semilogaritmica. La procedura di correzione, specifica per la termocamera utilizzata, ha consentito la correzione del segnale termoelastico misurato.
3. Il rapporto rumore/segnale del sensore microbolometrico non è molto differente da quello ottenuto con termocamere a sensore fotonico, riscontrando una riduzione del rumore per finestre di acquisizione estese. Tuttavia, la contenuta riduzione del rumore per finestre di acquisizione di durata maggiore ai 20 secondi non è tale da giustificare un incremento nel costo computazionale.
4. Il SIF è stato valutato utilizzando la procedura di LSF della serie di Williams. L'introduzione del coefficiente correttivo C_{LF} , calcolato sui provini di trazione, ha consentito la valutazione quantitativa del SIF con dati ottenuti dalla termocamera bolometrica, aderenti con i risultati di riferimento valutati con la termocamera a sensore raffreddato.

Gli sviluppi futuri per questo tipo di tecniche comprendono, da un lato, l'utilizzo di sensori microbolometrici sempre più economici per effettuare studi qualitativi e quantitativi, in modo da incentivare ulteriormente la diffusione della tecnica TSA. D'altro canto, uno studio più estensivo sull'utilizzo del J-Integral per ottimizzare ulteriormente i parametri di input nella procedura di fitting, sfruttando l'indipendenza dal percorso di integrazione.

Studio della crack closure con metodi termoelastici

Fin dal pionieristico lavoro di Elber [32], è stata riconosciuta un'importanza non indifferente dei fenomeni di crack closure sulle meccaniche di propagazione della cricca sotto carichi ciclici [5, 83, 84]. Tuttavia, la determinazione sperimentale della crack closure non risulta essere una procedura semplice [83–89].

Diversi metodi a campo intero per la misura di stress/spostamento/deformazioni sono stati applicati con successo nel monitoraggio della crack closure, quali interferometria Moiré [88], fotoelasticità [87, 90], e soprattutto Digital Image Correlation [91–95]. L'applicazione di questi metodi non è esente da problematiche, legate alla necessità di operare durante il carico ciclico, ottenere risoluzioni geometriche sufficientemente elevate, buona accuratezza e frequenze di acquisizione adeguate.

Come è stato ampiamente discusso nel capitolo precedente, la TSA rappresenta un ottimo strumento nel monitoraggio degli stati tensionali nell'intorno di apici di difetti. Inoltre, è una tecnica esente dalle problematiche relative all'acquisizione del segnale enunciate precedentemente a differenza, per esempio, della più diffusa DIC (che, a meno di utilizzare camere con elevato frame rate, costringe alla riduzione della velocità del test di fatica per catturare le immagini fotografiche).

Alcuni lavori, analizzando il contenuto armonico del segnale di temperatura, hanno riscontrato che le mappe della seconda armonica di temperatura (sia in termini di ampiezza e fase) possono fornire interessanti informazioni in merito alla crack closure durante la propagazione a fatica di cricche [96–100], indicando la TSA come un ottimo strumento per la caratterizzazione della crack closure.

In questo capitolo si affronta lo studio della crack closure mediante Thermoelastic Stress Analysis. L'obiettivo è lo sviluppo di una procedura sperimentale in grado di fornire una rappresentazione grafica, a campo intero, della zona dei fianchi

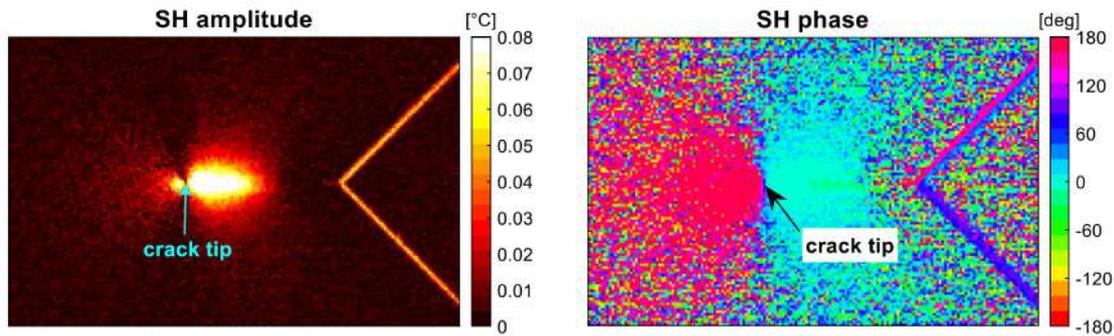


Figura 6.1: Mappe di ampiezza e fase della seconda armonica. Le due mappe presentano specifiche features attribuibili ai fenomeni di crack closure.

della cricca interessati dai fenomeni di compressione dovuti alla crack-closure, analizzando criticamente le immagini estratte alla seconda armonica della temperatura, correlando le *features* termoelastiche con i meccanismi fisici che portano alla loro formazione.

I dati analizzati sono relativi ai test effettuati sul provino SENT in acciaio AISI 304L (Dataset #2).

6.1 Analisi delle caratteristiche della seconda armonica di temperatura in presenza di crack-closure

Come anticipato, l'informazione di crack closure è codificata nella seconda armonica di temperatura, estraibile con le procedure di lock-in presentate.

Nei lavori che hanno analizzato la seconda armonica di temperatura con propagazione di cricca in provini soggetti a carico ciclico di modo I [96–101] sono stati riscontrati dei pattern caratteristici sia nelle mappe di ampiezza che di fase della seconda armonica, qui riportati in Fig. 6.1 per il provino #1 analizzato.

La mappa di ampiezza della seconda armonica presenta una forma che ricorda quella di una tartaruga, con la *testa* oltre l'apice della cricca ed il *corpo* alle spalle. Allo stesso modo, la mappa di fase presenta uno shift di fase di 180° in corrispondenza dell'apice della cricca. Sia la mappa di ampiezza che quella di fase, quindi, forniscono un'ulteriore informazione sulla posizione dell'apice della cricca.

Tuttavia, nessuno dei lavori ha investigato l'origine di queste *signatures* speci-

6.1. ANALISI DELLE CARATTERISTICHE DELLA SECONDA ARMONICA DI TEMPERATURA IN PRESENZA DI CRACK-CLOSURE

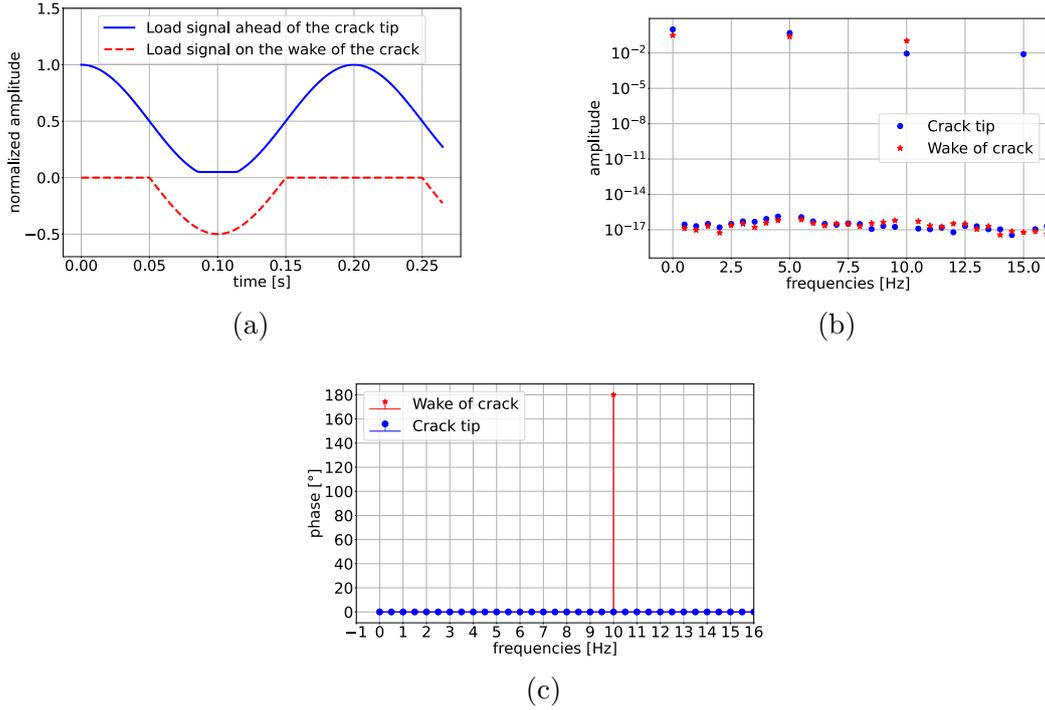


Figura 6.2: (a) rappresentazione schematica dei carichi agenti nell'intorno della cricca, (b) Spettro di potenza con DFT e (c) fasegramma.

fiche della crack closure, limitandosi a attribuirle a fenomeni dissipativi, tipicamente modulati alla seconda armonica. Soltanto in [57] è stato suggerito che il segnale termoelastico alla seconda armonica potrebbe essere generato per via dei carichi di compressione che agiscono sui fianchi della cricca durante il ciclo di carico. Pertanto, l'indagine dell'origine di questi fenomeni sarà oggetto delle prossime sezioni.

6.1.1 Modulazione del segnale termoelastico sui fianchi della cricca

Si ipotizza l'applicazione di un carico modulato co-sinusoidalmente a 5 Hz e rapporto di carico $R = 0$. In presenza di fenomeni di crack closure, l'applicazione di questo carico esterno genererà delle sollecitazioni di compressione sui fianchi della cricca (Fig. 6.2a, in rosso), che agiscono soltanto per una porzione del ciclo di carico. Lo stress che agisce all'apice della cricca (Fig. 6.2a, in blu) è modellato in modo da considerare una trazione residua quando il carico esterno è prossimo allo zero [32], rappresentato come un appiattimento del minimo della curva.

Le onde di carico appena descritte non sono più mono-frequenza, ma il loro

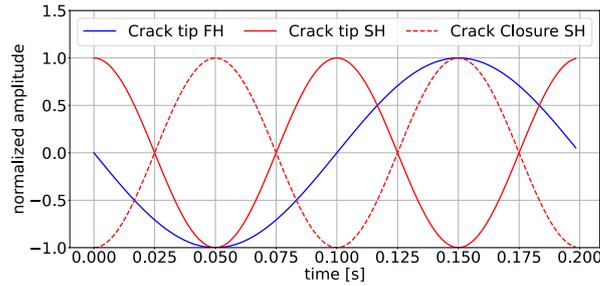


Figura 6.3: Relazione fra le fasi di: (curva blu continua) prima armonica termoelastica, (curva rossa continua) seconda armonica termoelastica all'apice della cricca e (curva rossa tratteggiata) seconda armonica termoelastica sui fianchi della cricca.

contenuto armonico risulta essere complesso. Il contenuto armonico delle due onde è mostrato in Fig. 6.2b, mentre in Fig. 6.2c è riportato il fasegramma.

Fig. 6.2b mostra la presenza di componenti dell'onda di carico a frequenze multiple della prima armonica $\omega = 5$ Hz. Questo contenuto armonico complesso genererà degli effetti termoelastici del primo ordine a frequenze differenti rispetto a quella del carico esterno applicato (tra le quali, la seconda armonica).

Da Fig. 6.2c, appare evidente che i due segnali all'apice e sui fianchi della cricca risultano sfasati di 180° alla seconda armonica (10 Hz), a differenza della prima armonica di carico, nella quale non sono rilevati sfasamenti.

Alla luce di questi risultati, ipotizzando l'applicazione di un carico esterno sinusoidale, è plausibile schematizzare le variazioni di temperatura di prima e seconda armonica ottenendo le relazioni fra le fasi riportate in Fig. 6.3.

6.1.2 Procedura per la valutazione dei carichi di apertura della cricca dal segnale di temperatura

Si vuole proporre una procedura per la valutazione del carico di apertura della cricca (*Crack Opening Load*, COL) partendo da dati di temperatura ricostruiti tramite procedura di LSF. In Fig. 6.4a, si riporta una mappa di ampiezza della seconda armonica per il provino SENT #1, la quale è stata utilizzata per selezionare due aree. La prima area, Area 1, è stata scelta in una zona lontana dall'apice della cricca, priva di influenze dalla singolarità; la seconda, Area 2, è stata scelta nella zona dei fianchi della cricca in cui si rileva un elevato segnale termoelastico alla seconda armonica, per via dei fenomeni di crack closure.

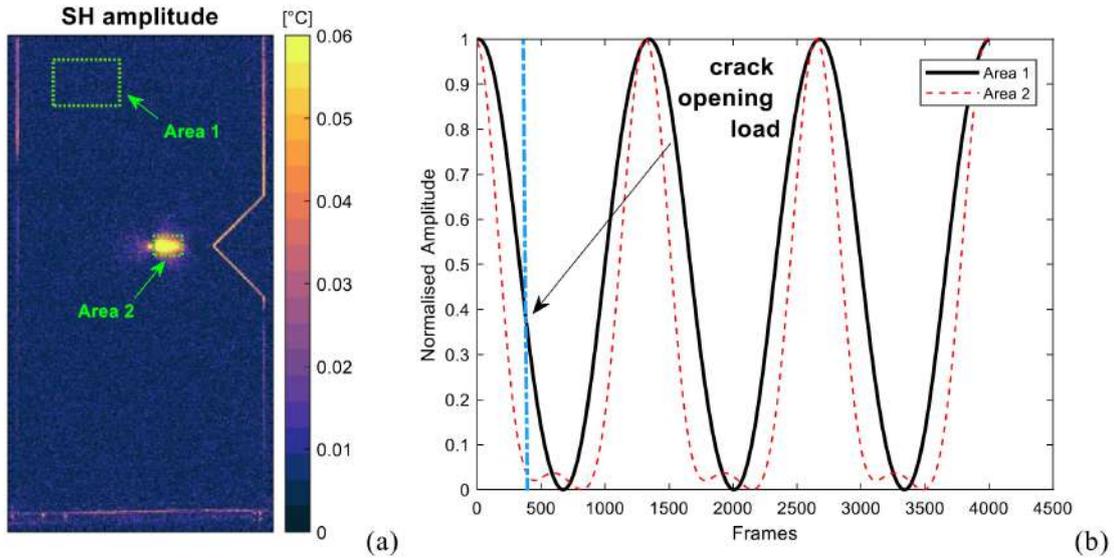


Figura 6.4: (a) Mappa della seconda armonica con, in verde, indicate le aree di estrazione del segnale di temperatura e (b) Segnali di temperatura ricostruito con Least Squares Fitting per le due aree.

Ricordando il modello descritto in Fig. 6.2, è ragionevole pensare che un eventuale appiattimento della curva riscontrato nella temperatura estratta dall'Area 2, sia correlabile ad una completa apertura della cricca. Invece, la temperatura ottenuta dai punti selezionati nell'Area 1 è considerata rappresentativa dell'onda di carico, ed è usata come riferimento per estrarre l'istante di tempo nel quale la cricca è completamente aperta, fornendo quindi una stima del COL.

In Fig. 6.4 sono riportati i segnali di temperatura ricostruiti per le due aree selezionate. In Area 1, la procedura di LSF è eseguita sul segnale medio di temperatura, per abbattere il rumore; in Area 2, il LSF è eseguito sul punto che, all'interno dell'area, mostra il massimo valore del segnale seconda armonica.

Pertanto, confrontando le due curve in Fig. 6.4b, è possibile ottenere la stima del COL: quando il segnale ricostruito dall'Area 2 raggiunge un andamento pseudo-orizzontale, questa transizione è attribuita ad una completa apertura della cricca. In questo esempio, il momento considerato è indicato dalla linea blu, e l'intersezione fra questa e la modulazione del carico rappresentata dalla curva nera fornisce una stima del COL.

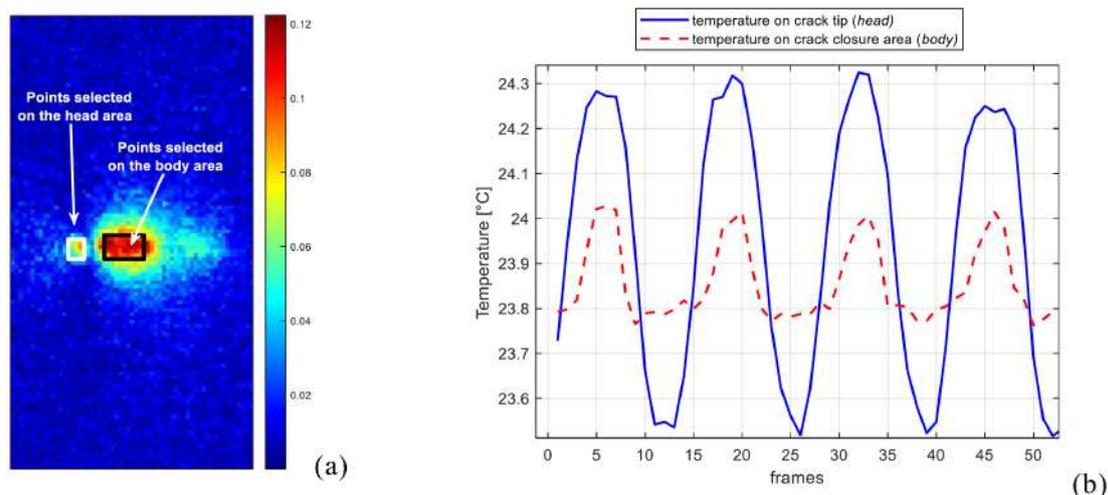


Figura 6.5: (a) Mappa della seconda armonica con selezione dei punti sulla testa e corpo della tartaruga e (b) Segnali di temperatura acquisiti e mediati sulle due aree.

6.2 Risultati sperimentali: Provino #1

In questa sezione si riportano i risultati ottenuti dall'analisi del provino SENT in acciaio AISI 304L, in cui la cricca è fatta propagare dall'intaglio in assenza di sovraccarico.

6.2.1 Analisi delle *features* di crack-closure

Il primo obiettivo è l'analisi delle mappe sperimentali di prima e seconda armonica del provino #1 con l'obbiettivo di confermare le relazioni fra le fasi dei segnali di temperatura, riportate in Fig. 6.3. A tal fine, si analizzerà soltanto un test, con la cricca propagata a fatica fino ad una lunghezza di circa 10 mm, anche se le considerazioni sono di carattere generale ed estensibili a tutti gli altri casi.

Figura 6.5a riporta una mappa di seconda armonica con zoom sull'apice della cricca. La caratteristica forma di tartaruga indica la presenza di crack closure. Le due aree evidenziate sono state utilizzate per estrarre un segnale di temperatura, la cui media è riportata in Fig. 6.5b. Un'area è selezionata sull'apice della cricca (testa della tartaruga) e l'altra è selezionata sui fianchi della cricca (corpo della tartaruga).

I due segnali sperimentali riportati in Fig. 6.5b, seguono abbastanza bene i segnali modellati in Fig. 6.2a. Si noti che i due segnali riportano uno sfasamento di 180° in quanto le immagini riportate in Fig. 6.5b sono variazioni di temperatura e il modello di Fig. 6.2a si riferisce alle sollecitazioni sperimentate (pertanto, l'opposizione

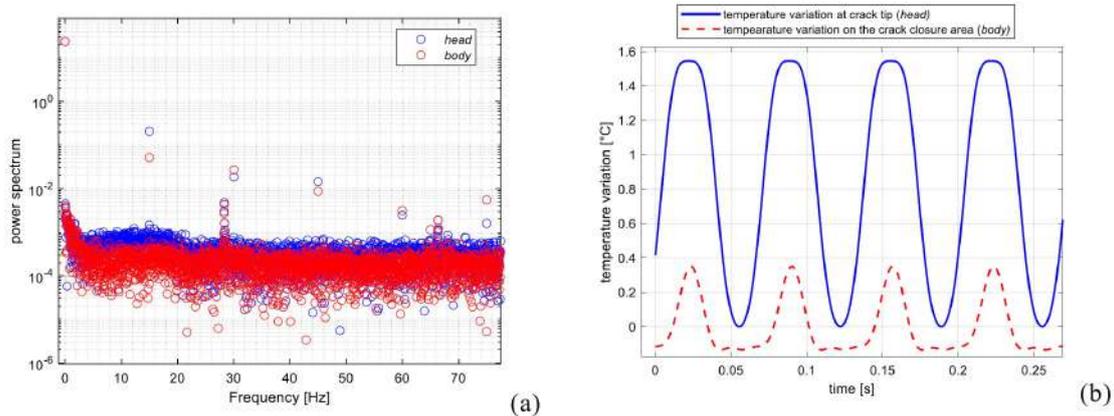


Figura 6.6: (a) Trasformata di Fourier dei due segnali definiti in Fig. 6.5 e (b) Segnali di temperatura ricostruiti mediante LSF.

di fase è giustificata dalla legge dell'effetto termoelastico).

In Fig. 6.6a si riporta la trasformata di Fourier dei due segnali acquisiti e riportati in Fig. 6.5b, mentre la ricostruzione mediante LSF è riportata in Fig. 6.6b.

L'analisi dello spettro di potenza dei due segnali conferma la presenza di armoniche di ordine superiore significative, in accordo con lo spettro del modello utilizzato e presentato in Fig. 6.2b.

Le variazioni di temperatura ricostruite (Fig. 6.6b) mostrano chiaramente un appiattimento nel profilo di temperatura riportato in blu (testa della tartaruga), confermando che la presenza di crack-closure influenza il segnale di temperatura oltre l'apice della cricca. Durante la fase di scarico, questa temperatura si presenta più piatta rispetto al puro segnale sinusoidale che ci si potrebbe aspettare: questo fenomeno potrebbe essere dovuto ad uno stato di trazione residuo all'apice della cricca, per equilibrare la compressione indotta dai fenomeni di crack-closure.

Infine, si riportano i valori di fase ottenuti mediante LSF per verificare la previsione riportata in Fig. 6.3. In particolare, sono stati estratti la prima e la seconda armonica dal segnale ottenuto dalla testa della tartaruga (curve continue blu e rossa) e la sola seconda armonica dalla zona del corpo della tartaruga (curva rossa tratteggiata). Le curve sono riportate in Fig. 6.7, e seguono perfettamente il comportamento previsto e riportato in Fig. 6.3, confermando che la fase termoelastica all'apice e sui fianchi della cricca presenta una differenza di 180° .

Lo stesso risultato può essere apprezzato graficamente osservando la mappa di fase a campo intero riportata in Fig. 6.7b. In questo caso, l'apice della cricca ricade

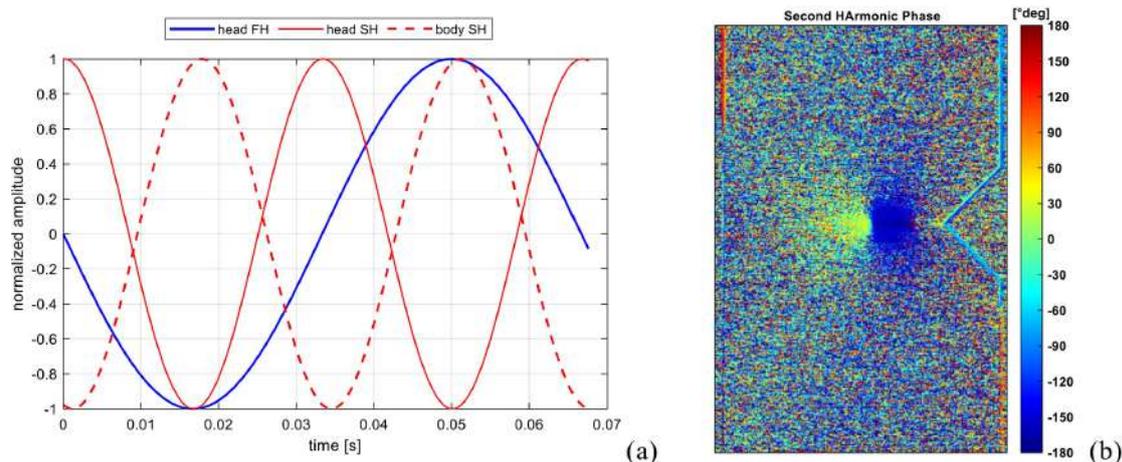


Figura 6.7: (a) Relazione di fase fra i segnali ricostruiti in Fig. 6.5 mediante LSF e (b) Mappa di fase della seconda armonica, dove è possibile notare il caratteristico sfasamento di 180° in corrispondenza dell'apice della cricca.

nella zona di inversione di fase.

Osservando attentamente Fig. 6.7a è possibile notare come i picchi della seconda armonica nella zona dell'apice della cricca presentino una modulazione che non è compatibile con quella caratteristica della dissipazione (allineata con i picchi e le valli del segnale di prima armonica). Pertanto, i fenomeni dissipativi, anche se probabilmente presenti, risultano sovrastati dai fenomeni di crack closure.

6.2.2 Estrazione del SIF

In Fig. 6.8 sono riportate le mappe di ampiezza della prima armonica per tre diversi momenti della propagazione della cricca (137280 cicli, 368250 cicli, 503445 cicli). Le mappe sono state utilizzate, come descritto nel capitolo precedente, per effettuare un fitting con la serie di Williams (Fig. 6.9) e valutare la posizione dell'apice della cricca ed il fattore di intensificazione delle tensioni.

È interessante puntualizzare che: (i) dal momento che la cricca presenta estensioni differenti per le diverse prove, i valori di raggio massimo e raggio minimo nel fitting sono variati per tenere conto delle diverse estensioni della singolarità e (ii) in tutti i casi il valore del coefficiente di correlazione risulta molto elevato ($R^2 > 0.97$), con un'ottima capacità del modello di ricalcare le isopache sperimentali.

La conoscenza del SIF e della posizione dell'apice della cricca consente di caratterizzare una curva di Paris per il materiale.

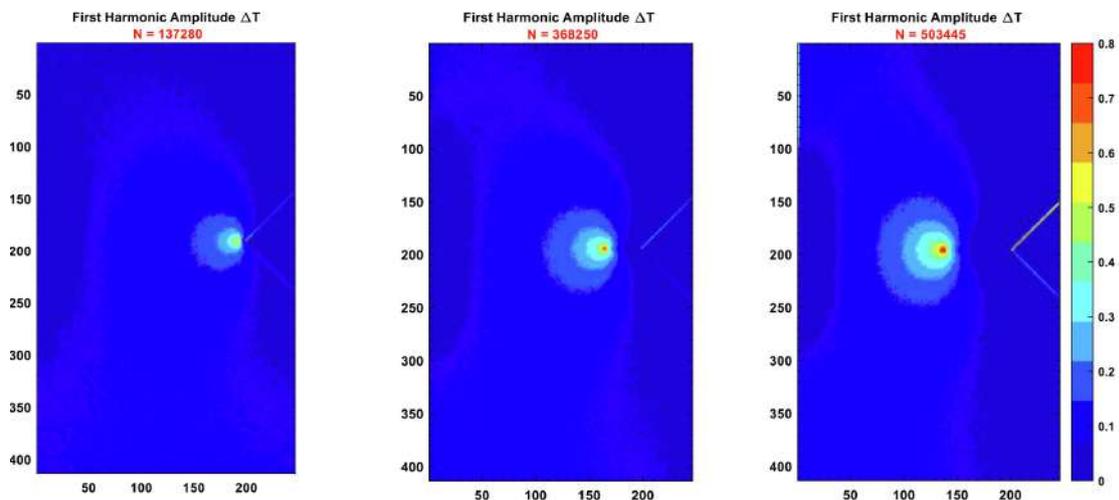


Figura 6.8: Mappe di ampiezza della prima armonica di temperatura per differenti estensioni della cricca.

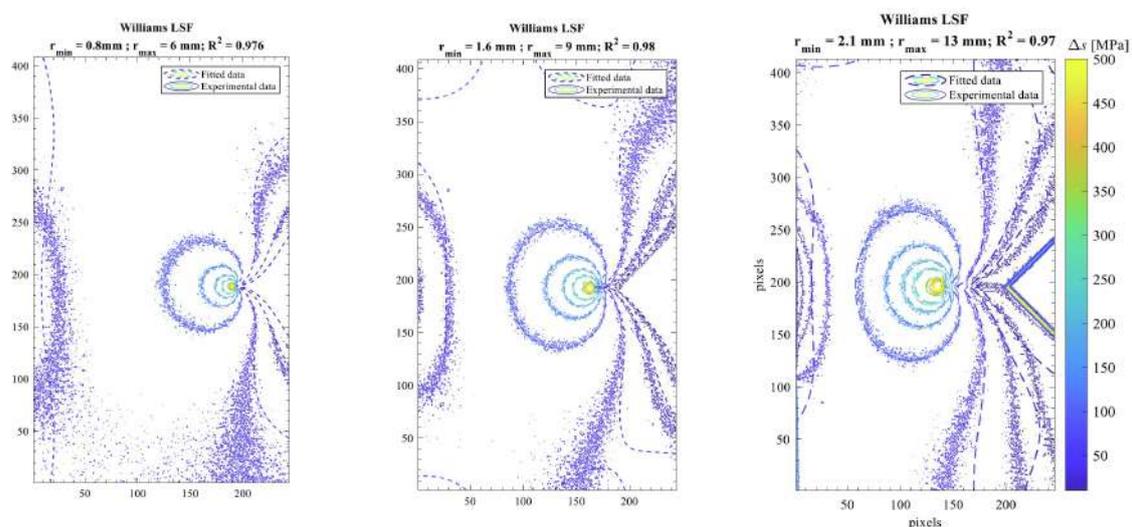


Figura 6.9: Contour plots con sovrapposizione di dati sperimentali e ricostruiti dal modello. Il numero di termini della serie di Williams utilizzato è $N_W = 7$.

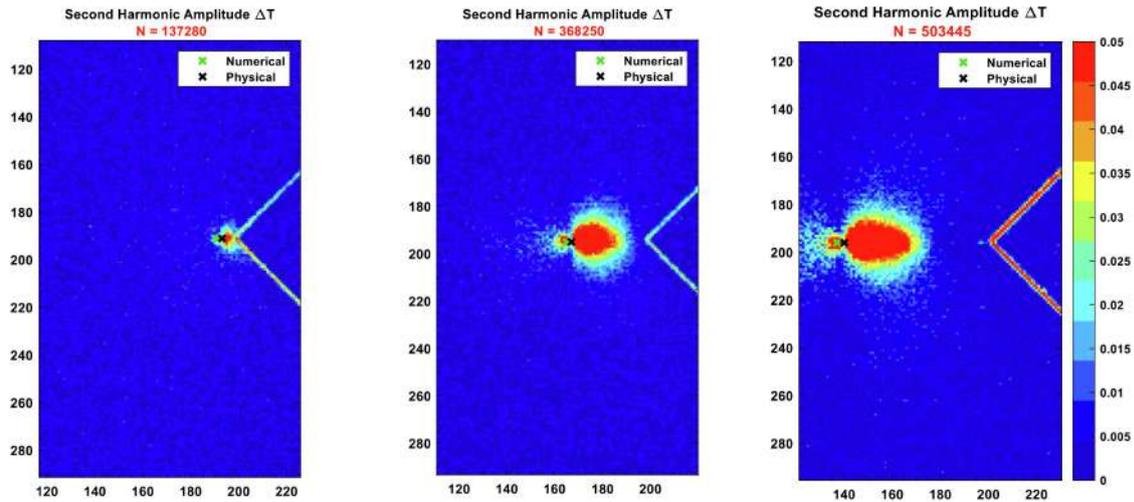


Figura 6.10: Mappe di ampiezza della seconda armonica per tre differenti test.

6.2.3 Evoluzione della crack-closure

Le mappe di seconda armonica (ampiezza e fase) per i medesimi test riportati in Fig. 6.8, sono mostrati in Fig. 6.10 e 6.11 per, rispettivamente, ampiezza e fase. In questo caso le mappe presentano uno zoom nell'area dell'apice della cricca per evidenziare le features che la crack-closure lascia sulle mappe di seconda armonica.

Le mappe riportano anche un confronto fra posizioni di apice della cricca: la posizione fisica (ottenuta mediante fotografie) e numerica (ottenuta mediante ottimizzazione con il metodo del pattern search). Le due posizioni trovate otticamente e numericamente differiscono di qualche pixel: la prima cade nel *collo* della tartaruga, dove l'ampiezza della seconda armonica presenta un minimo nel segnale; la seconda cade nella *testa* della tartaruga. Questa differenza fra apice fisico e numerico può essere giustificata considerando la correzione del raggio plastico di Irwin [80].

Tutte mappe di fase riportate in Fig. 6.11 presentano lo shift di 180° , come prevedibile per via della presenza di crack-closure.

6.2.4 Stima dei carichi di apertura della cricca (COL)

La procedura descritta nella Sezione 6.1.2 è stata applicata a tutti i test, ed i risultati ottenuti sono stati confrontati con il modello di Newmann per la determinazione dei carichi di apertura della cricca [34]. È opportuno sottolineare che la procedura non è stata in grado di fornire risultati significativi per le prime prove, in quanto la lunghezza della cricca non era sufficientemente elevata da generare fenomeni di

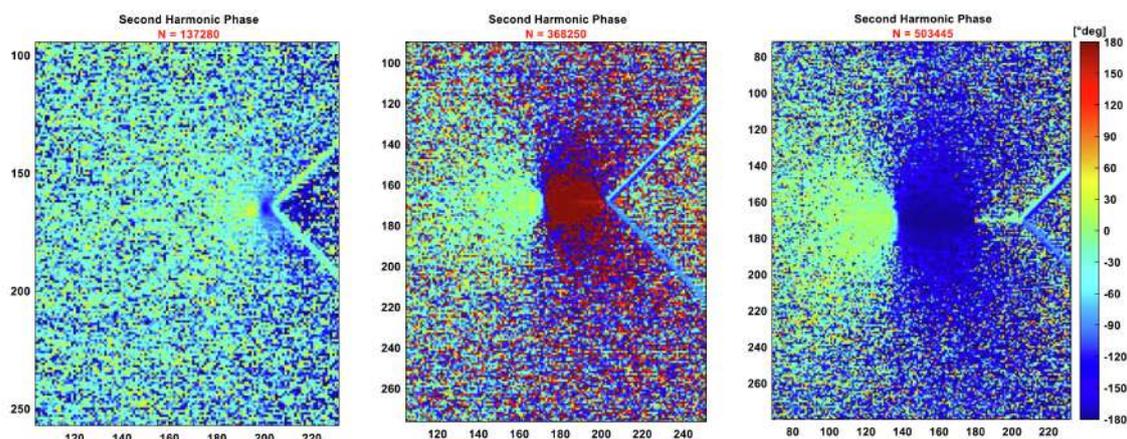


Figura 6.11: Mappe di fase della seconda armonica per tre differenti test.

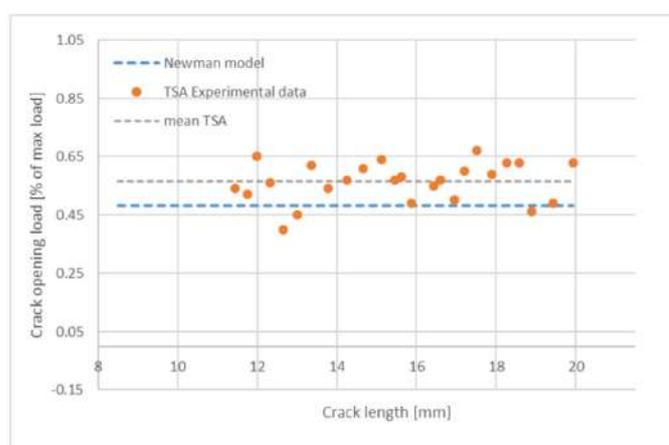


Figura 6.12: Confronto fra dati sperimentali e modello di Newman per la stima dei carichi di apertura della cricca (COL).

crack-closure rilevanti.

È interessante osservare in Fig. 6.4b un piccolo disallineamento fra i picchi delle due curve rappresentate. Infatti, il segnale valutato nella Area 2 presenta il picco un poco in anticipo rispetto al segnale di riferimento. Questo comportamento, riscontrato in tutti i test analizzati, ha un significato fisico ben preciso: il carico di apertura della cricca è sempre più elevato del carico di chiusura [32].

La valutazione è stata effettuata soltanto per il carico di apertura della cricca, dal momento che il modello di Newman è in grado di fornire un valore di riferimento soltanto per questo parametro. Tuttavia, l'estensione del metodo alla valutazione dei carichi di chiusura della cricca risulterebbe un'operazione banale.

I risultati sperimentali per i differenti test analizzati sono riportati in Fig. 6.12 come punti arancioni.

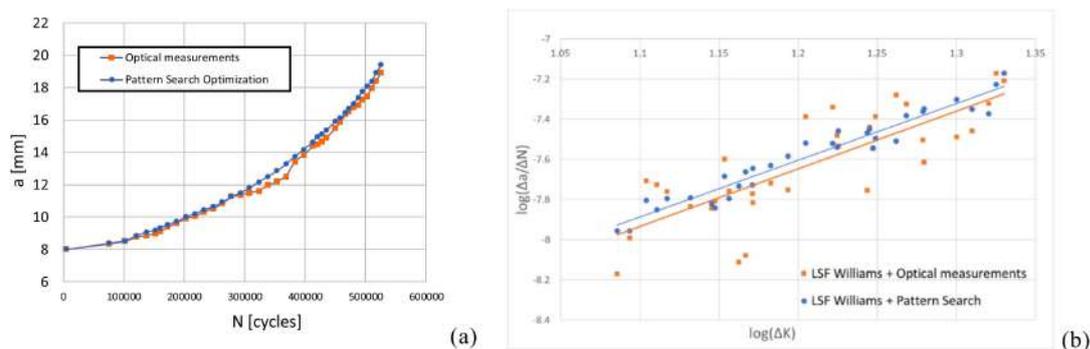


Figura 6.13: (a) Lunghezza della cricca vs numero di cicli e (b) Legge di Paris in coordinate logaritmiche.

Dal momento che i test sono stati effettuati con rapporto di carico $R = 0.1$, il carico massimo è pari a 10 kN, la tensione remota $\sigma_{max} = 68$ MPa, si ipotizza lo stato piano di tensione ($\alpha = 1$) e per il materiale testato la tensione di snervamento risulta essere $\sigma_y = 210$ MPa, il modello di Newman restituisce un valore di $\frac{\sigma_o}{\sigma_{max}} = 0.48$, rappresentato dalla linea azzurra tratteggiata.

Il valore ottenuto dal modello è stato confrontato con la media dei risultati sperimentali, che risulta essere pari a $\frac{\sigma_o}{\sigma_{max}} = 0.56$, rappresentato nel grafico dalla linea grigia tratteggiata. Si vuole sottolineare che parte della differenza fra i dati sperimentali ed il modello potrebbe essere attribuibile alla differente geometria del provino, in quanto il modello di Newman considera una piastra infinita con cricca centrata.

6.2.5 Valutazione della legge di Paris

In Fig. 6.13a sono riportati i valori di lunghezza della cricca ottenuti nelle differenti acquisizioni per mezzo di misurazioni ottiche, effettuate con la strumentazione fotografica ad elevata risoluzione, e numeriche, mediante fitting della serie di Williams.

La misurazione ottica della lunghezza della cricca risulta più rumorosa rispetto alla valutazione numerica, per via della presenza di contorni leggermente sfocati nelle fotografie, a causa del movimento del provino.

Oltre ad una maggior precisione, la valutazione numerica della lunghezza della cricca presenta vantaggi notevoli, quali una maggiore rapidità e la possibilità di automatizzare completamente la procedura di monitoraggio della cricca in test di propagazione a fatica.

Tabella 6.1: Coefficienti della legge di Paris

Metodo di determinazione	C	m
Numerico	10^{-11}	2.827
Ottico	$10^{-11.1}$	2.881

Conoscendo la posizione dell'apice della cricca e il SIF estratto tramite least squares fitting, è possibile estrarre una curva di Paris nella forma:

$$\frac{da}{dN} = C \times \Delta K^m \quad (6.1)$$

Fig. 6.13b riporta le curve di Paris valutate con le posizioni di apice della cricca valutate con le due procedure, ottica (in arancione) e numerica (in blu). Le curve ottenute con i due metodi sono molto simili, come dimostrato dai coefficienti C e m , riportati in Tab. 6.1.

Questo risultato dimostra che il range di SIF (ΔK) misurato dalla TSA è in grado di fornire una stima di una legge di Paris, confermando quanto trovato in [76], dove si afferma che il SIF valutato mediante TSA è molto prossimo al SIF effettivo.

6.3 Risultati sperimentali: Provino #2

In questa sezione si riportano i risultati ottenuti dall'analisi del provino SENT in acciaio AISI 304L, in cui la cricca è fatta propagare dall'intaglio a seguito di un sovraccarico (Provino #2).

6.3.1 Influenza del sovraccarico

In questa sezione si mostra come l'applicazione di un sovraccarico modifica le features riscontrate sulle mappe termoelastiche.

In Fig. 6.14 si riporta la lunghezza della cricca misurata otticamente vs il numero di cicli.

È evidente che il sovraccarico causa un rallentamento iniziale nella crescita della cricca, per via della presenza di stress di compressione all'apice della cricca. Quando il difetto supera la zona di compressione residue, dopo circa 230000 cicli e 2 mm di crescita della cricca, si assiste ad un incremento notevole del rateo di crescita della cricca.

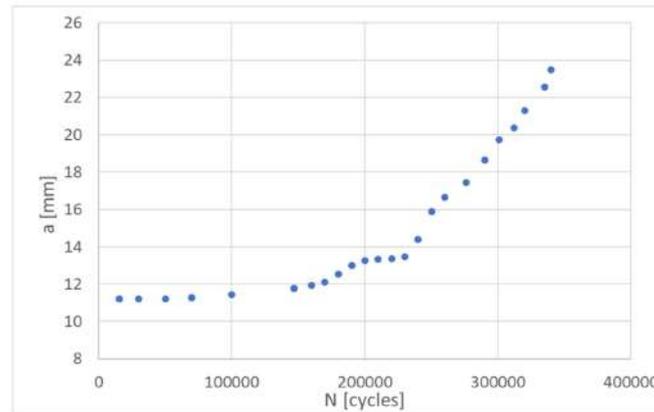


Figura 6.14: Lunghezza della cricca misurata otticamente vs numero di cicli, per il provino #2.

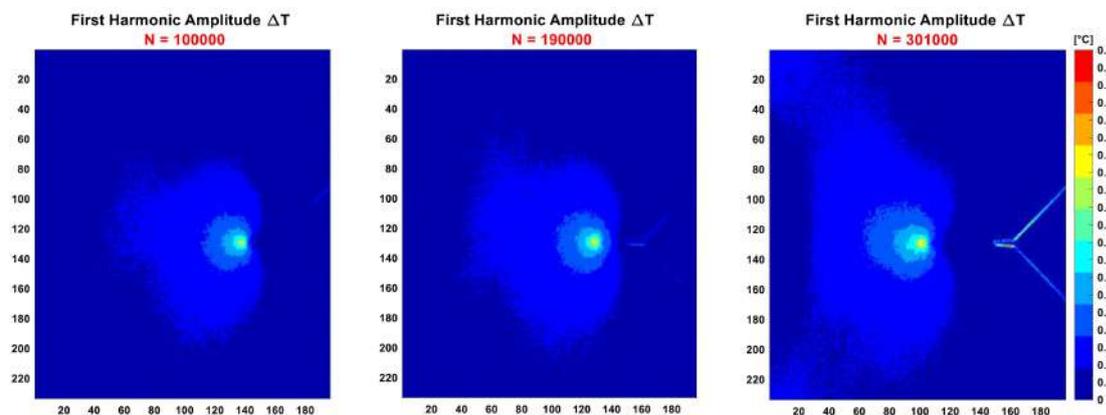


Figura 6.15: Mappe di ampiezza, prima armonica, per il provino #2.

Le mappe di ampiezza di prima e seconda armonica e di fase della seconda armonica sono riportate rispettivamente nelle Fig. 6.15, 6.16, 6.17. Le mappe si riferiscono rispettivamente a prove con un numero di cicli N pari a 100000, 190000, 301000.

Confrontando le mappe di Fig. 6.15, 6.16, 6.17 con le omologhe riportate in Fig. 6.8, 6.10, 6.11, risultano evidenti le differenze che insorgono a causa del sovraccarico. Osservando in modo particolare le mappe della seconda armonica, è evidente come in questo caso la *tartaruga* mostri una forma più stretta ed allungata. Questo fenomeno può essere facilmente spiegato in quanto il sovraccarico applicato genera elevate deformazioni plastiche sui fianchi della cricca, causando una maggiore area di contatto, e quindi di crack-closure, ma con stress compressivi di minore entità.

Osservando le mappe di fase (Fig. 6.17), la maggior area di contatto fra i fianchi della cricca genera una maggiore area interessata dallo shift di fase di 180° .

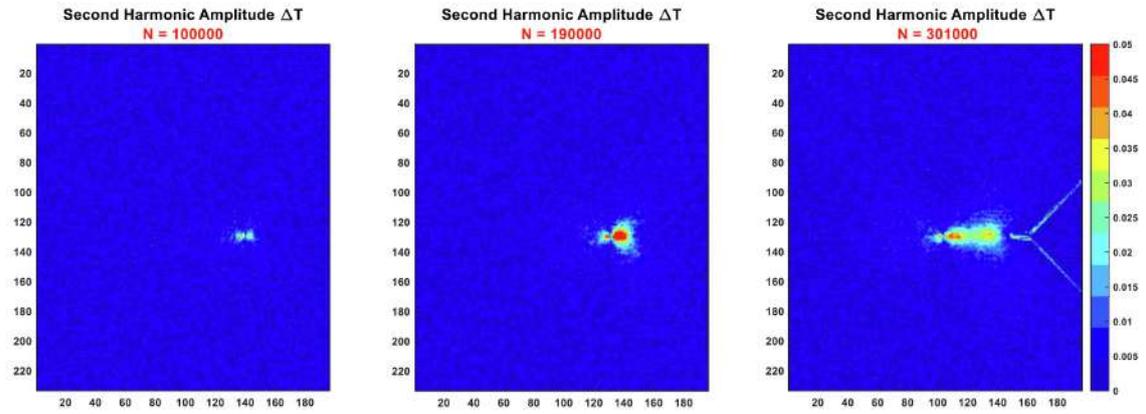


Figura 6.16: Mappe di ampiezza, seconda armonica, per il provino #2.

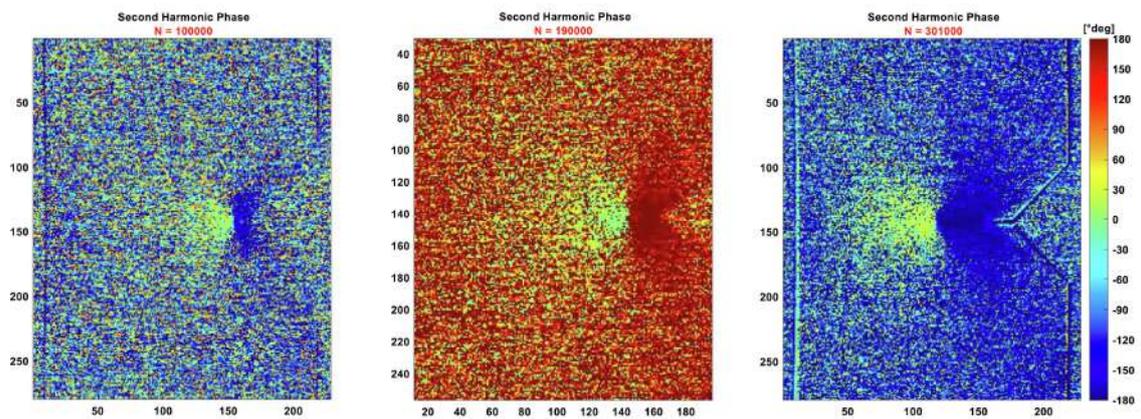


Figura 6.17: Mappe di fase, seconda armonica, per il provino #2.

Questi risultati, seppur di natura puramente qualitativa, dimostrano la capacità della TSA di fornire informazioni riguardo l'effettiva estensione e le caratteristiche dei fenomeni di crack-closure.

6.4 Considerazioni finali e sviluppi futuri

In questo capitolo è stata affrontata l'analisi della crack closure durante la propagazione di cricche con Thermoelastic Stress Analysis. I test, effettuati su provini in acciaio AISI 304L, hanno dimostrato come la tecnica sia molto sensibile ad identificare fenomeni di crack-closure, in particolare analizzando i le metriche termoelastiche alla seconda armonica. Infatti, sia l'ampiezza che la fase termoelastiche mostrano specifici pattern che consentono la visualizzazione diretta dell'area interessata da crack closure, investigando i meccanismi che generano la formazione di queste caratteristiche.

I principali risultati possono essere riassunti come segue:

1. La seconda armonica termoelastica è un indicatore molto sensibile alla presenza di crack-closure, che può essere associata a caratteristiche peculiari, come ad esempio la *tartaruga* nella mappa di ampiezza, o uno sfasamento di 180° nella mappa di fase in corrispondenza dell'apice della cricca. Entrambe le mappe possono essere utilizzate per ottenere indicazioni riguardo l'effettiva estensione dell'area di contatto fra i fianchi della cricca.
2. Il segnale di temperatura della seconda armonica all'apice cricca è dominato da un effetto termoelastico, attivato da stress interni di trazione, risultando non correlato a fenomeni dissipativi, in presenza di crack-closure.
3. Le features di ampiezza e fase della seconda armonica in presenza di crack-closure possono essere utilizzate per fornire un'indicazione della posizione dell'apice della cricca (minimo dell'ampiezza o inversione della fase).
4. La valutazione di parametri di meccanica della frattura, congiunta al monitoraggio della lunghezza della cricca, consente di effettuare una valutazione della legge di Paris.

5. La presenza di un sovraccarico influenza le metriche analizzate, modificando le mappe di ampiezza e fase alla prima e alla seconda armonica, per via della differente estensione della zona di contatto nei fianchi della cricca.

Concludendo, la metodologia presentata consente di effettuare il monitoraggio della crack closure, senza richiedere di interrompere il test, sfruttando la necessità della tecnica di essere utilizzata con carichi di fatica. Inoltre, la natura qualitativa della tecnica presentata consente di applicare la medesima metodologia per mezzo di termocamere economiche a sensore microbolometrico, in quanto, come illustrato nel capitolo precedente, l'attenuazione del segnale misurato da questa famiglia di sensori non inficia la corretta acquisizione delle features riportate.

Gli sviluppi futuri comprendono uno studio estensivo al variare dei rapporti di carico R , fino all'annullarsi dei fenomeni di crack closure, per studiare come varia la risposta all'apice della cricca in questa condizione.

Correlazione fra contenuto armonico della temperatura e dissipazione

Negli ultimi decenni, diversi metodi basati sulla termografia ad infrarossi sono stati proposti per monitorare l'evoluzione della temperatura durante test a fatica di materiali [26, 102, 103], osservando che la formazione del danneggiamento richiede una trasformazione di una parte dell'energia di deformazione in calore [11].

Alcuni studi hanno correlato l'evoluzione del danneggiamento a fatica con le metriche termomeccaniche [3, 11, 17, 18, 24–26, 102–116]. Infatti, quando all'aumentare dell'ampiezza di carico aumenta anche la dissipazione di energia nel materiale, le metriche termomeccaniche cominciano a variare con tassi di variazione differenti, consentendo di individuare la dissipazione di calore fin dalle prime fasi della vita a fatica [26, 103].

Adottando un protocollo di prova di tipo *stepwise* (si veda Fig. 4.4 nel capitolo 4), lo studio delle differenti metriche termomeccaniche consente di identificare comportamenti anomali da correlare all'evoluzione del danneggiamento a fatica [3, 11, 17, 18, 25–28, 102, 103, 105–119].

Fra tutte le metriche proposte in letteratura, si possono enumerare: (i) metriche basate sulla misurazione della temperatura assoluta [102, 103]; (ii) metriche estratte dal contenuto armonico della temperatura, ed in particolare basate sull'ampiezza della prima e della seconda armonica [24–26, 39, 104, 111, 113, 116]; (iii) metriche basate sulla variazione di fase della prima [25, 115] e della seconda armonica [24, 117].

In questo capitolo viene affrontato lo studio delle diverse metriche termomeccaniche presentate, con l'obiettivo di correlare il contenuto armonico della temperatura e la dissipazione nel materiale. Tra tutti i parametri, verrà dedicata maggiore attenzione alla seconda armonica, in particolare alla metrica di fase. Infatti, come verrà mostrato nel prosieguo del capitolo, la fase della seconda armonica consente

di seguire in maniera molto chiara l'evoluzione della dissipazione su tutta l'area analizzata del provino.

7.1 Analisi del contenuto armonico di temperatura

7.1.1 Relazioni di fase

Ricordando gli sviluppi presentati a partire dalla Heat Diffusion Equation e dalla legge dell'effetto termoelastico del secondo ordine, descritte nella Sez. 2.2, le Eq. 2.27 e 2.28 possono essere riformulate per evidenziare le differenze di fase:

$$\Delta T = |T_o K_o \sigma_a| \sin(\omega t \pm 180^\circ) \quad (7.1)$$

$$\Delta T = |T_o (K_o - K_1 \sigma_m) \sigma_a| \sin(\omega t \pm 180^\circ) - |T_o K_2 (\sigma_a)^2| \cos(2\omega t) \quad (7.2)$$

È necessario poi considerare la variazione di temperatura indotta dal termine relativo alla dissipazione intrinseca D_m in Eq. (2.21). La modulazione della dissipazione intrinseca espressa in Eq. 2.31 può essere riscritta in riferimento ad un carico sinusoidale come:

$$\Delta T_{d2\omega} = |T_d| \sin(2\omega t - 90^\circ) \quad (7.3)$$

Si sottolinea che, sebbene la dissipazione presenti una componente significativa alla seconda armonica, la sua modulazione potrebbe essere molto più complessa e influenzata da diversi fattori, pertanto potrebbe essere necessario introdurre armoniche di ordine superiore per catturare la reale variazione della temperatura connessa con la dissipazione [120–122].

Tabella 7.1 e Fig. 7.1 riportano in maniera schematica le relazioni fra le componenti di prima e seconda armonica della temperatura.

In Fig. 7.1 si riporta un confronto fra le fasi dell'armonica di carico, della dissipazione, (Eq. (7.3)), delle armoniche termoelastiche del primo ordine e del secondo ordine quando $dE/dT < 0$. Per facilitare il confronto, le armoniche sono riportate con ampiezza normalizzata, e modulate rispetto ad un riferimento fornito da un carico sinusoidale.

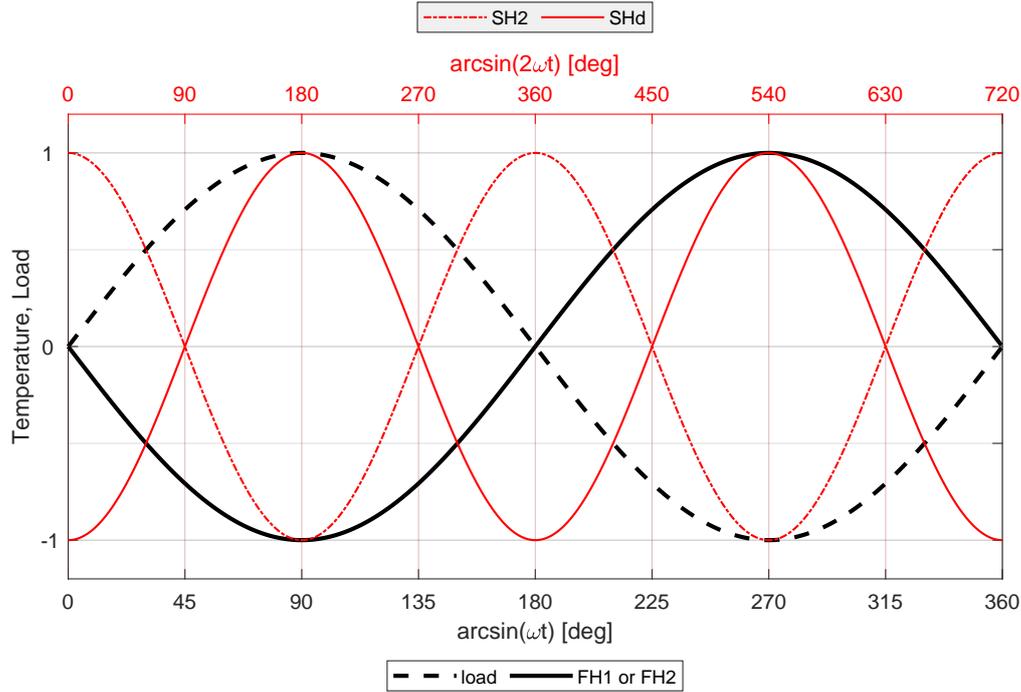


Figura 7.1: Relazione fra le fasi dei differenti segnali di temperatura, con riferimento ad un carico sinusoidale, considerando teoria termoelastica del secondo ordine e dissipazione intrinseca.

Tabella 7.1: Relazioni fra le fasi di carico, effetti termoelastici e dissipazione. Tra parentesi si indica se la metrica si riferisce alla teoria termoelastica del primo (I) o del secondo (II) ordine.

Componente del segnale	Modulazione	Shift di fase rispetto ad una senoide	Equazione di riferimento
Carico	$\sin(\omega t)$	$\sin(\omega t)$	
Prima armonica (I)	$-\sin(\omega t)$	$\sin(\omega t \pm 180^\circ)$	Eqs. (2.27, 7.1)
Prima armonica (II)	$-\sin(\omega t)$	$\sin(\omega t \pm 180^\circ)$	Eqs. (2.28, 7.2)
Seconda armonica (II)	$\cos(2\omega t)$	$\sin(2\omega t + 90^\circ)$	Eqs. (2.28, 7.2)
Seconda armonica dissipativa	$-\cos(2\omega t)$	$\sin(2\omega t - 90^\circ)$	Eq. (7.3)

7.1.2 Metriche termomeccaniche e tecniche di analisi

Il contenuto armonico della temperatura è estratto effettuando la lock-in mediante l'algoritmo di Least Squares Fitting, congiuntamente alla trasformata discreta di Fourier (DFT) per un'analisi del contenuto armonico nella sua interezza. Le metriche estratte ed analizzate sono:

- T_o : Temperatura media del provino;

- E : Ampiezza della prima armonica. Considerando un regime lineare elastico, corrisponde alla prima armonica (in opposizione di fase con il carico applicato). In presenza di dissipazione intrinseca, ci si aspetta una deviazione dal comportamento lineare [25, 26, 115, 117, 123]. Questo effetto è dovuto ad una serie di effetti concomitanti quali: un incremento nella temperatura del provino, modifiche nella costante termoelastica, presenza di una componente dissipativa alla prima armonica per rapporti di carico $R > 0$;
- D : Ampiezza della seconda armonica. Come anticipato, questo termine può essere correlato a due fattori: una componente dovuta all'effetto termoelastico del secondo ordine (Eq. (7.2)), ed un'altra legata al calore dissipato (Eq. (7.3)). Potrebbe anche essere influenzato da componenti spurie del carico applicato, se non è puramente sinusoidale [24];
- Φ_E : Fase della prima armonica. Le variazioni della fase sono da attribuire alla presenza di danneggiamento e ad eventuali ritardi rispetto al carico applicato della variazione di temperatura dovuta all'effetto termoelastico.
- Φ_D : Fase della seconda armonica. Si prevede una variazione della fase della seconda armonica con la dissipazione, dal momento che per basse tensioni applicate prevale l'effetto termoelastico, con una fase opposta rispetto alla dissipazioni, che prevarrà ai carichi più elevati (Fig. 7.1).

I parametri estratti vengono poi elaborati seguendo due differenti approcci:

- Globale: I valori di T_o , E , D , Φ_E e Φ_D sono mediati su un'area (ROI selezionata sul provino), per verificare se le variazioni di trend ricercate sono ottenibili a livello medio sul provino. I parametri globali sono contrassegnati dal pedice "g".
- Locale: il parametro scelto è analizzato per ogni pixel, valutando la variazione all'interno della ROI. Al fine di evitare outliers nella valutazione dei parametri, il 95° percentile è valutato al posto del massimo assoluto [25]. La fase della prima armonica Φ_E è processata seguendo l'approccio di Thermoelastic Phase Analysis (TPA) proposto in [115]. I parametri locali sono contrassegnati dal pedice "l".

È interessante osservare gli spettri di Fourier riportati nelle Fig. 7.2 e 7.3 per i due rapporti di carico. In ognuna delle due figure sono riportati tre spettri di Fourier: (i) carico (in nero), (ii) temperatura su un punto della ROI (in blu), (iii) temperatura mediata nella ROI (in rosso).

L'analisi del segnale di carico mostra la presenza di armoniche spurie a diverse frequenze, fra cui la seconda armonica, suggerendo che una parte del segnale di temperatura rilevato a 2ω sia in realtà attribuibile ad un effetto termoelastico del primo ordine legato a questa componente spuria.

Il confronto fra i due spettri della temperatura mostra che l'operazione di media nella ROI abbatta notevolmente il letto del rumore, consentendo di distinguere chiaramente le armoniche di ordine superiore, migliorando la sensibilità della tecnica.

7.2 Stepwise plots

In questa sezione si riportano i risultati ottenuti analizzando i parametri descritti nella sezione precedente. I parametri, processati seguendo i due schemi, globale e locale, presentati precedentemente, sono rappresentati in funzione dell'ampiezza della tensione applicata. Nel prosieguo si farà riferimento a questo tipo di rappresentazione come *stepwise plots*. Se più acquisizioni sono disponibili per dato livello di carico, nel plot è riportato il valor medio fra i test aventi il medesimo carico applicato, insieme alle barre di dispersione calcolate come due volte la deviazione standard ($2\sigma = 95\%$ intervallo di confidenza)

Nelle Figure 7.4 - 7.8 sono riportate le mappe a campo intero dei parametri analizzati per un solo provino (P13). Le *features* osservate in queste mappe sono di carattere assolutamente generale ed estensibili a tutti i provini, sia per $R = -1$ che $R = 0.1$,

In ogni mappa sono indicate due croci, una verde ed una blu, che fanno rispettivamente riferimento al quinto e al novantacinquesimo percentile all'interno della ROI. L'evidenza che la posizione del massimo e del minimo non sia costante, ma vari con i test, indica che non è possibile identificare una zona in cui si ha un maggior incremento del parametro analizzato.

È interessante evidenziare che la deviazione standard delle mappe E e Φ_E è molto

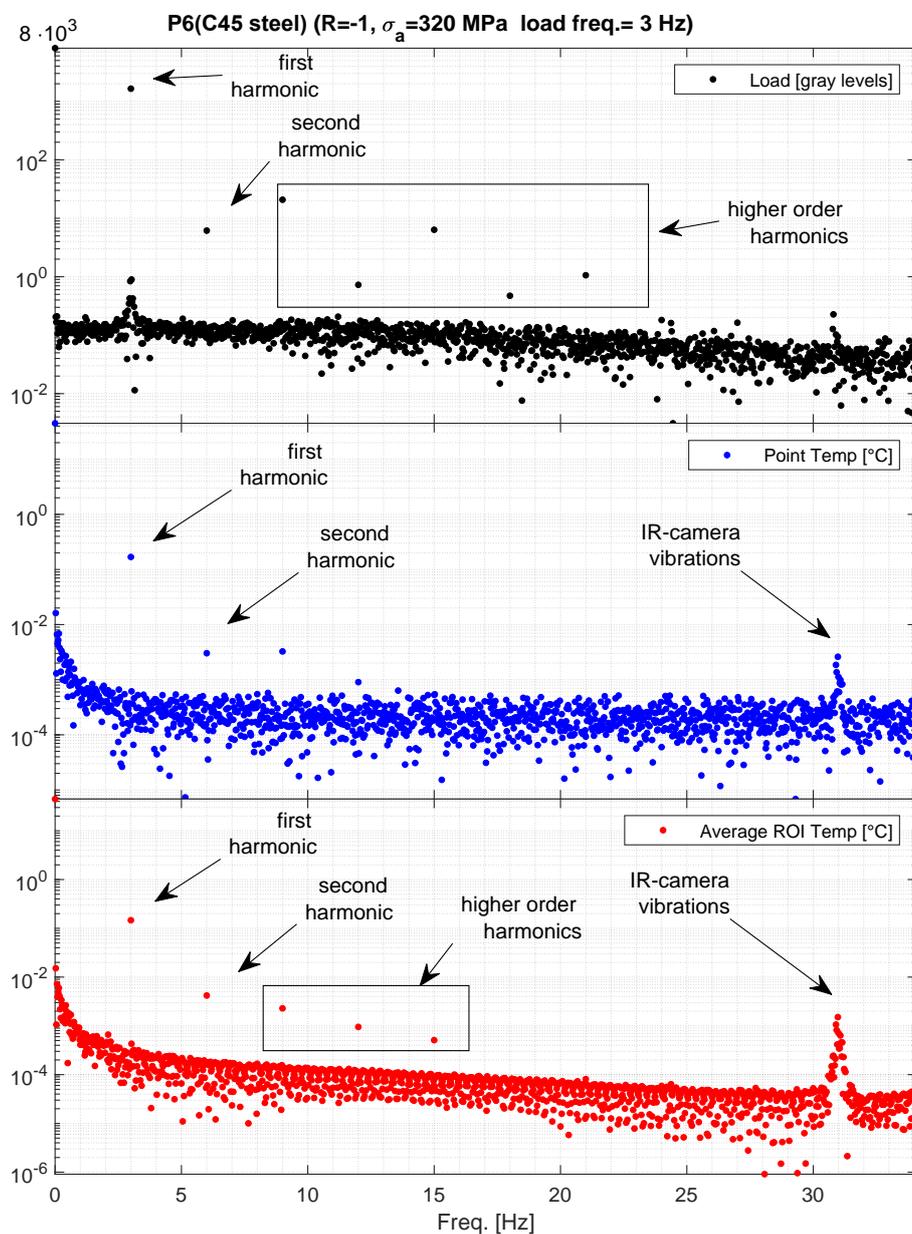


Figura 7.2: Spettri di Fourier di (i) Segnale di carico, (ii) segnale di temperatura su un punto, (iii) temperatura media per un provino testato con rapporto di carico $R = -1$. Asse y in scala logaritmica.

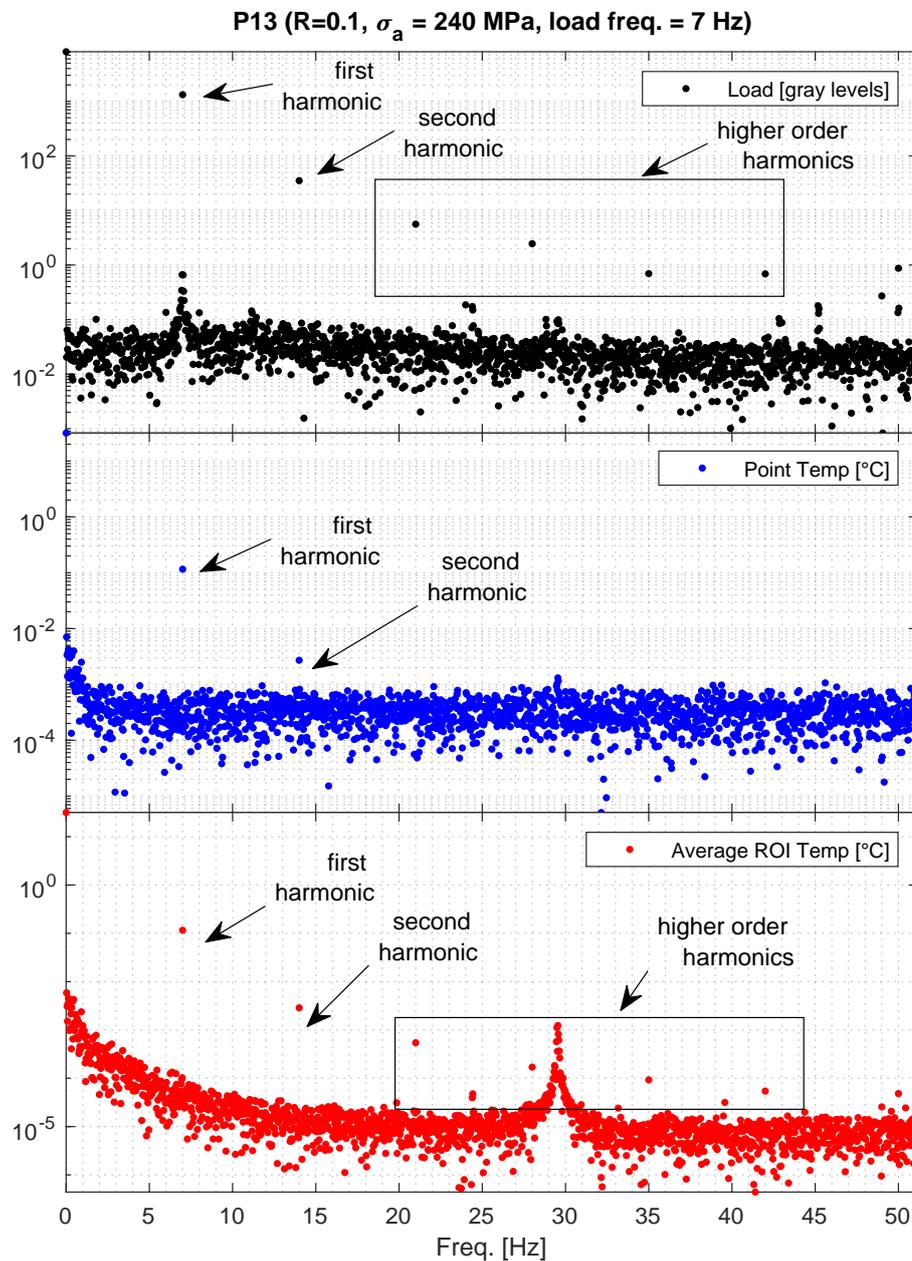


Figura 7.3: Spettri di Fourier di (i) Segnale di carico, (ii) segnale di temperatura su un punto, (iii) temperatura media per un provino testato con rapporto di carico $R = 0.1$. Asse y in scala logaritmica.

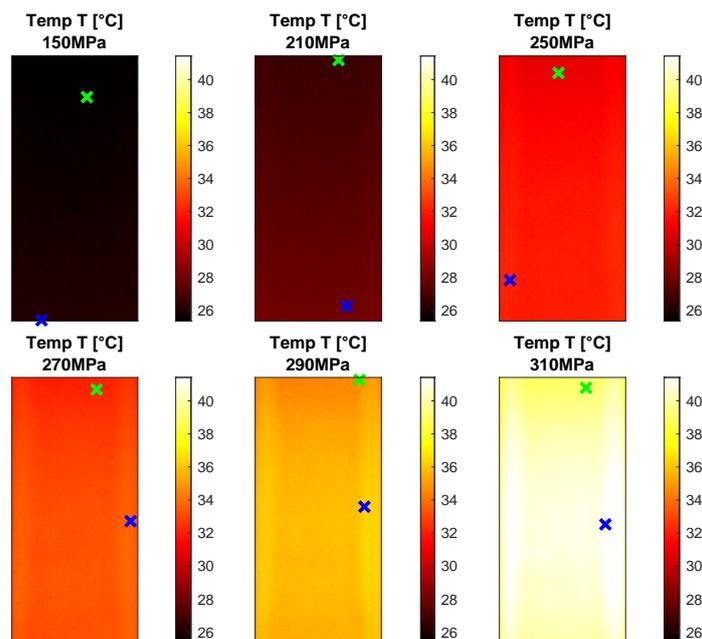


Figura 7.4: Mappa di temperatura per diversi livello di carico (provino P13). Le croci verde e blu indicano rispettivamente il valore minimo (quinto percentile) ed il massimo (novantacinquesimo percentile).

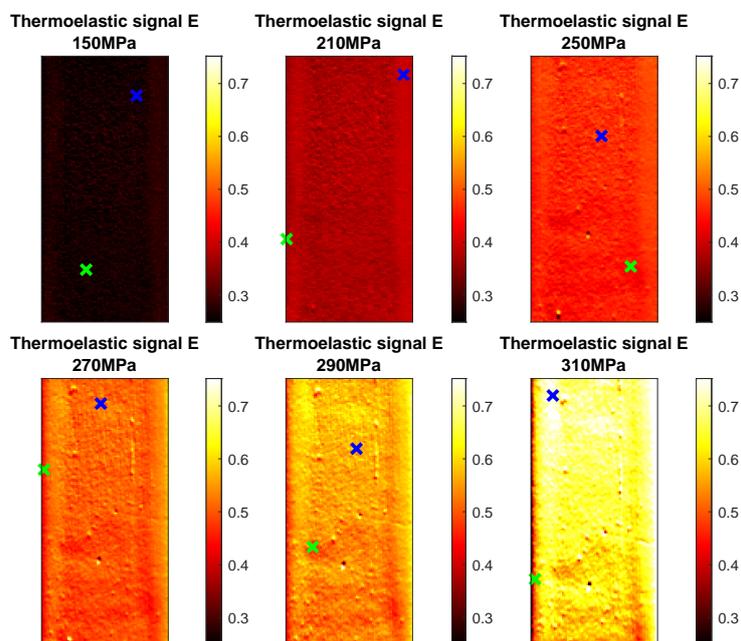


Figura 7.5: Mappa della prima armonica E per diversi livello di carico (provino P13). Le croci verde e blu indicano rispettivamente il valore minimo (quinto percentile) ed il massimo (novantacinquesimo percentile).

inferiore rispetto a D e Φ_D . Inoltre, le oscillazioni nella fase Φ_E è limitata a pochi

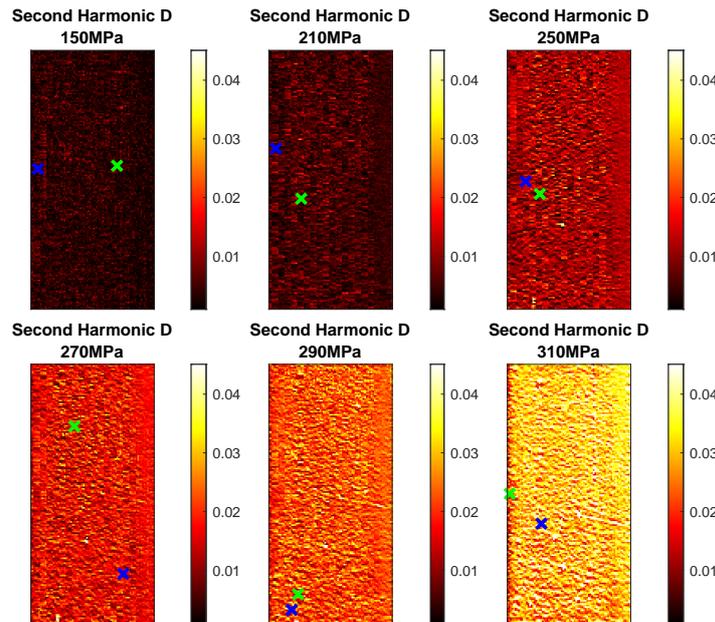


Figura 7.6: Mappa della seconda armonica D per diversi livello di carico (provino P13). Le croci verde e blu indicano rispettivamente il valore minimo (quinto percentile) ed il massimo (novantacinquesimo percentile).

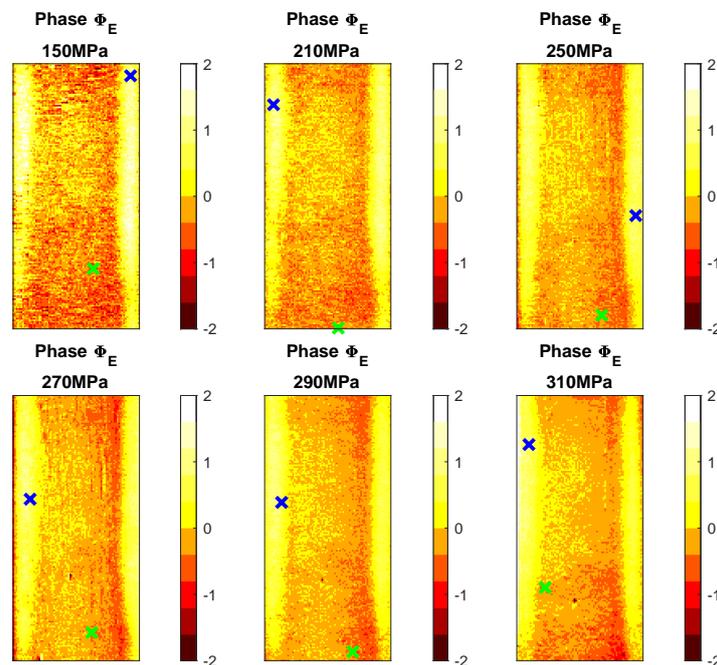


Figura 7.7: Mappa della fase della prima armonica Φ_E per diversi livello di carico (provino P13). Le croci verde e blu indicano rispettivamente il valore minimo (quinto percentile) ed il massimo (novantacinquesimo percentile).

gradi.

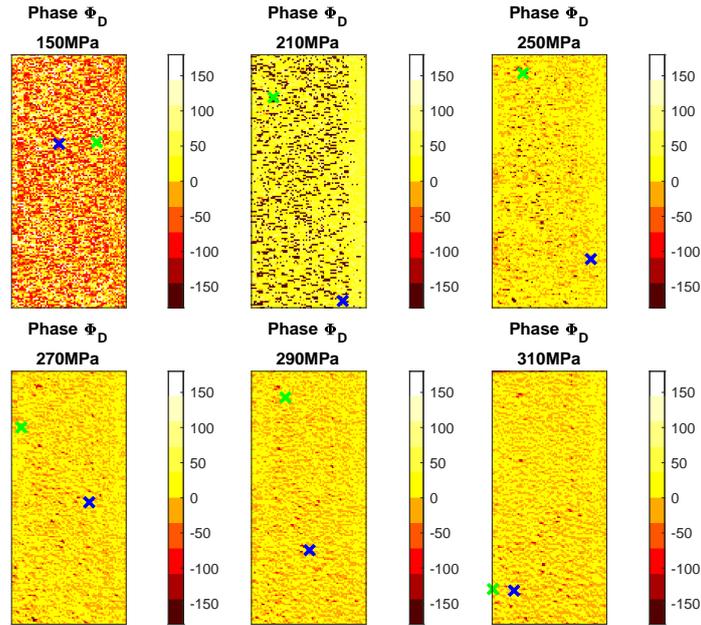


Figura 7.8: Mappa della fase della seconda armonica Φ_D per diversi livello di carico (provino P13). Le croci verde e blu indicano rispettivamente il valore minimo (quinto percentile) ed il massimo (novantacinquesimo percentile).

7.2.1 Temperatura T_o

Le Figg. 7.9 e 7.10 riportano la variazione della temperatura T_o rispetto all'ampiezza della tensione applicata σ_a per $R = -1$ e $R = 0.1$, rispettivamente.

Per entrambi i rapporti di carico, i valori globali (Fig. 7.9a, Fig. 7.10a) sono molto prossimi ai valori locali (Fig. 7.9b, 7.10b), per via della bassa dispersione dei valori di temperatura all'interno delle mappe analizzate.

Il trend del parametro di temperatura T_o non mostra una variazione del medesimo ordine di grandezza di quello riportato in altri lavori [103, 105, 113], dove è stato testato lo stesso materiale. Questa differenza di comportamento potrebbe essere giustificata dalla riduzione nelle frequenze di carico in corrispondenza delle tensioni più elevate, nel presente lavoro.

Nel caso di $R = -1$ si riscontra un incremento iniziale, con una transizione verso un plateau a circa 310 MPa. I valori centrali di σ_a presentano una dispersione piuttosto elevata, che non consente di individuare un trend netto, mentre il plateau riscontrato per valori elevati di carico è attribuibile, appunto, alla riduzione nelle frequenze di carico.

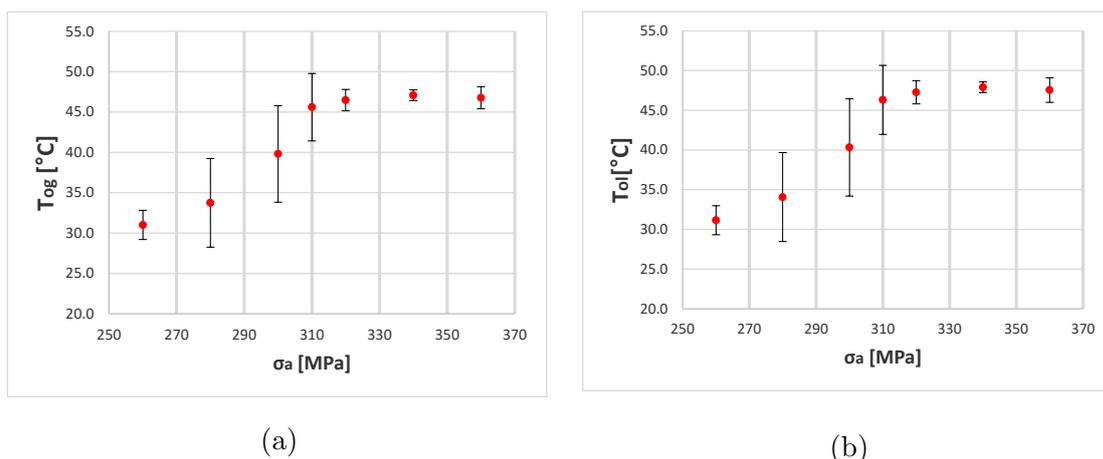


Figura 7.9: Stepwise plots della temperatura per $R = -1$. Approccio (a) globale e (b) locale.

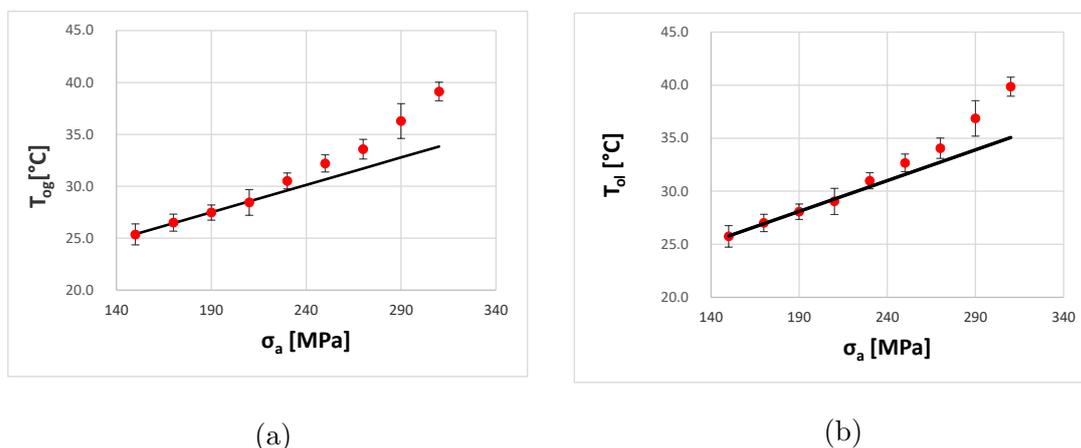


Figura 7.10: Stepwise plots della temperatura per $R = 0.1$. Approccio (a) globale e (b) locale.

Per $R = 0.1$ è stata riscontrata una leggera deviazione dalla linearità per tensioni superiori ai 210 MPa. In generale, il trend appare più regolare che nel caso di $R = -1$. La deviazione dalla linearità coincide con il valore di σ_a che porta la tensione massima al di sopra della tensione di snervamento (la tensione di snervamento σ_y è superata per valori di tensione applicata superiori a circa $\sigma_y(1 - R)/2 \approx 204$ MPa).

Infine, si osserva che la temperatura media non supera mai i 50°C . Questo incremento nella temperatura è abbastanza contenuto, evitando il rischio di influenzare il comportamento del materiale.

7.2.2 Ampiezza della prima armonica E

L'andamento dell'ampiezza della prima armonica E vs σ_a è riportato nelle Figg. 7.11 e 7.12. Figura 7.13, inoltre, riporta i cicli di isteresi stabilizzati, registrati durante il campionamento della temperatura. Nel caso di $R = 0.1$ si nota un accumulo di deformazione plastica (*ratcheting*) tra i diversi livelli di carico applicati.

Il segnale termoelastico mostra un comportamento praticamente lineare, concorde con quanto previsto dalla legge dell'effetto termoelastico. La scarsa dispersione nei valori di E nella ROI spiega la somiglianza tra i risultati ottenuti con i due approcci, globale e locale.

Per $R = -1$, nonostante la tensione massima applicata (360 MPa) sia di molto inferiore alla tensione di snervamento (450 MPa), l'area dei cicli di isteresi stabilizzati cresce notevolmente con σ_a , anche se questo fenomeno non sembra influire significativamente sui trend di E .

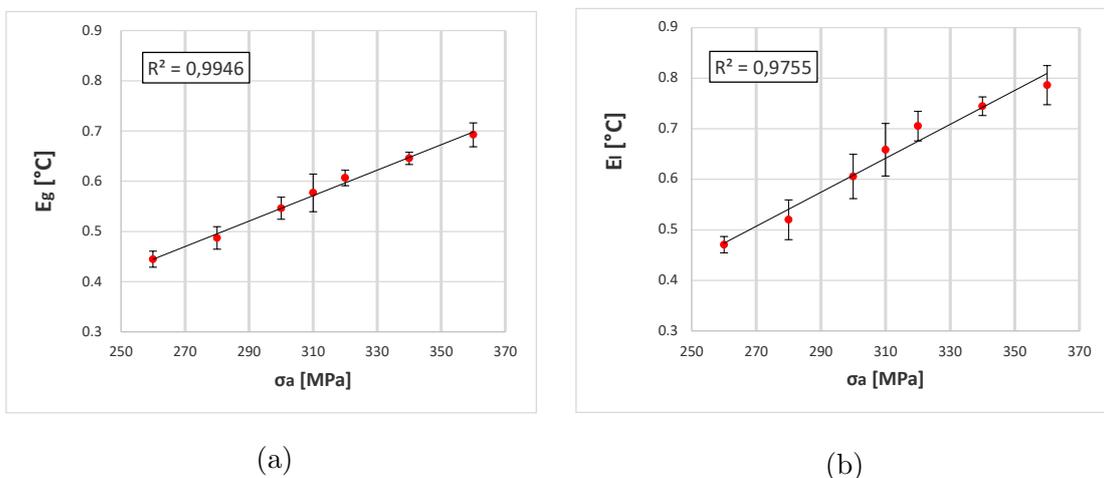


Figura 7.11: Ampiezza della prima armonica E per $R = -1$. Approccio (a) globale e (b) locale.

Nel caso di $R = 0.1$ si nota una piccola deviazione rispetto all'andamento lineare. Come già detto, la tensione di snervamento è superato per valori di $\sigma_a > \sigma_y(1 - R)/2 \approx 204$. Tuttavia, il materiale, una volta incrudito, può ancora essere considerato nel regime lineare-elastico, come confermano i cicli di isteresi in Fig. 7.13b, che mostrano una area molto ridotta ed un ratcheting marcato [105].

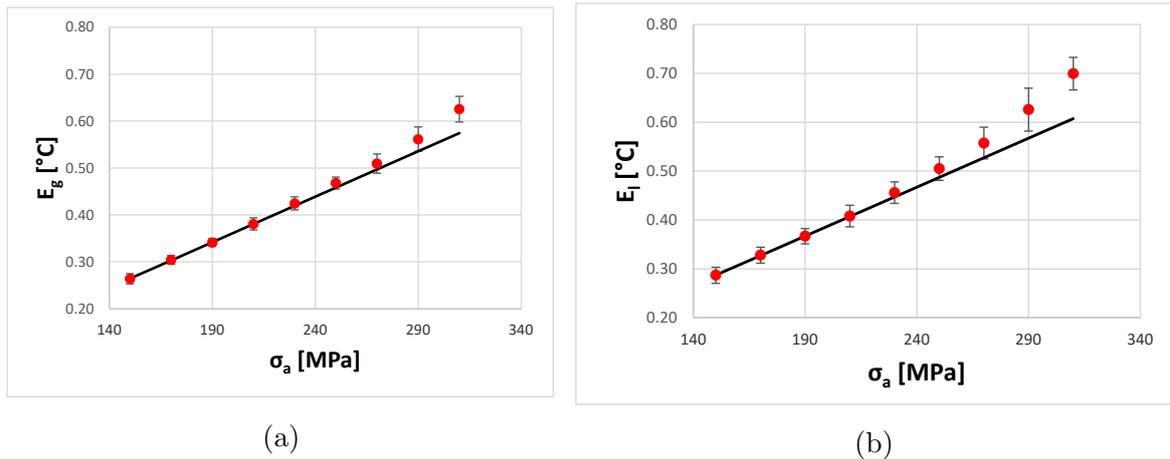


Figura 7.12: Ampiezza della prima armonica E per $R = 0.1$. Approccio (a) globale e (b) locale.

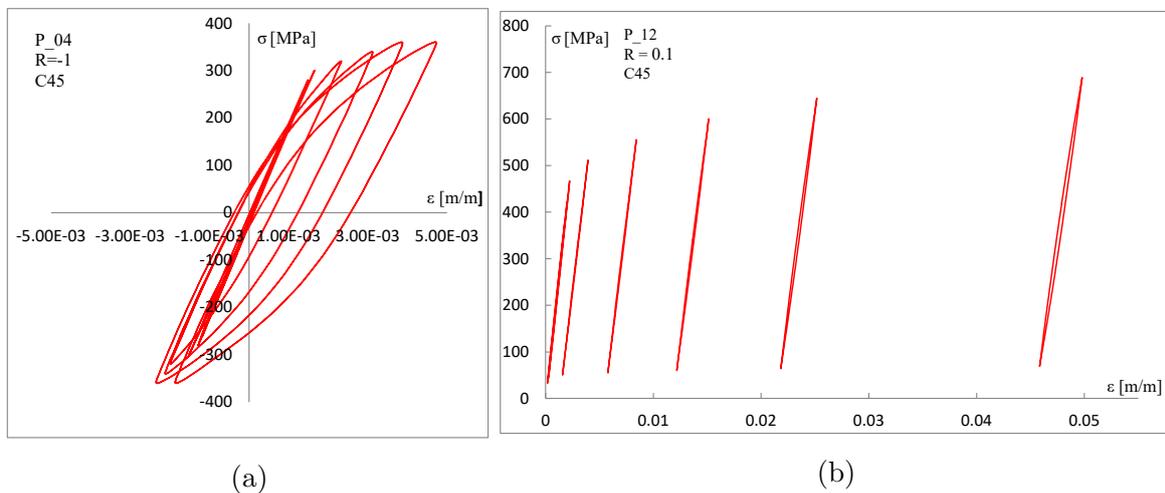


Figura 7.13: Cicli di isteresi stabilizzati per σ_a crescenti. (a) $R = -1$; (b) $R = 0.1$

7.2.3 Fase della prima armonica Φ_E

Figure 7.14, 7.15 mostrano la variazione della fase termoelastica.

Seguendo l'approccio globale, il valore medio di Φ_E all'interno della ROI varia con oscillazioni ridotte intorno ai 180° (Fig. 7.14a e Fig. 7.15a), in ottimo accordo con la legge dell'effetto termoelastico. È interessante notare che questo comportamento è mantenuto su tutto il range di tensioni applicate σ_a , indicando che la fase media è insensibile ad fornire indicazioni sull'origine del danneggiamento.

L'analisi a livello locale, effettuata seguendo l'approccio TPA [115], è riportata in Figg. 7.14b e 7.15b per $R = -1$ e $R = 0.1$. Nonostante la dispersione dei dati sia notevolmente maggiore rispetto all'approccio globale, si riesce a distinguere un trend nei due grafici. Figura 7.14b presenta un incremento a partire dal terzo punto

sperimentale di σ_a (300 MPa). Figura 7.15b, invece, mostra un trend a forma di V, con una inversione fra 230 e 250 MPa, simile a quanto riportato in [25].

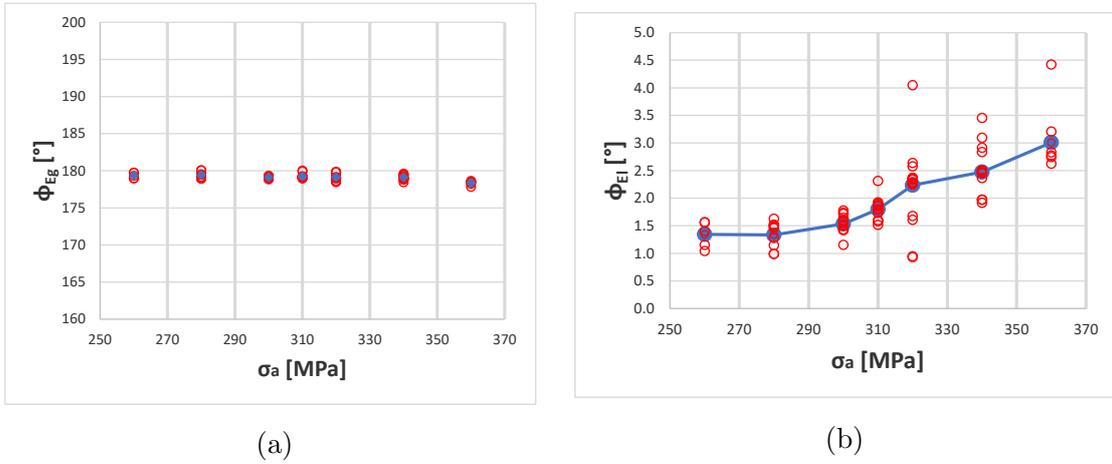


Figura 7.14: Fase della prima armonica Φ_E per $R = -1$. Approccio (a) globale e (b) locale (TPA). I punti rossi rappresentano i punti sperimentali, i punti blu il valore medio.

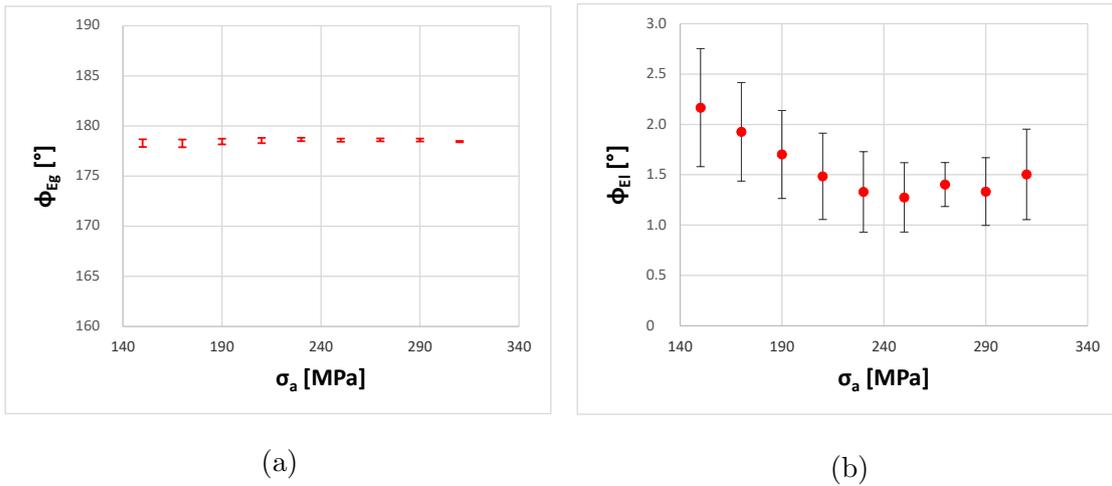


Figura 7.15: Fase della prima armonica Φ_E per $R = 0.1$. Approccio (a) globale e (b) locale (TPA).

7.2.4 Ampiezza della seconda armonica D

La variazione dell'ampiezza della seconda armonica D vs σ_a è riportata nelle Figg. 7.16 e 7.17. Per la prima volta, entrambi gli approcci, locale e globale, mostrano un evidente deviazione dalla linearità, con un aumento considerevole nella seconda armonica fra $300 \div 310$ MPa per $R = -1$, e $210 \div 230$ MPa per $R = 0.1$. Le bande di dispersione sono generalmente abbastanza contenute, soprattutto nel caso di D_g .

L'ampiezza della seconda armonica sembra essere in grado di indicare il range di σ_a per il quale si osserva un evidente variazione nel tasso di crescita di D , che può essere correlato al limite di fatica. Questi valori di soglia sono identificati negli analoghi stepwise plots di T_o (Fig. 7.9, 7.10) e della fase termoelastica (Fig. 7.14, 7.15).

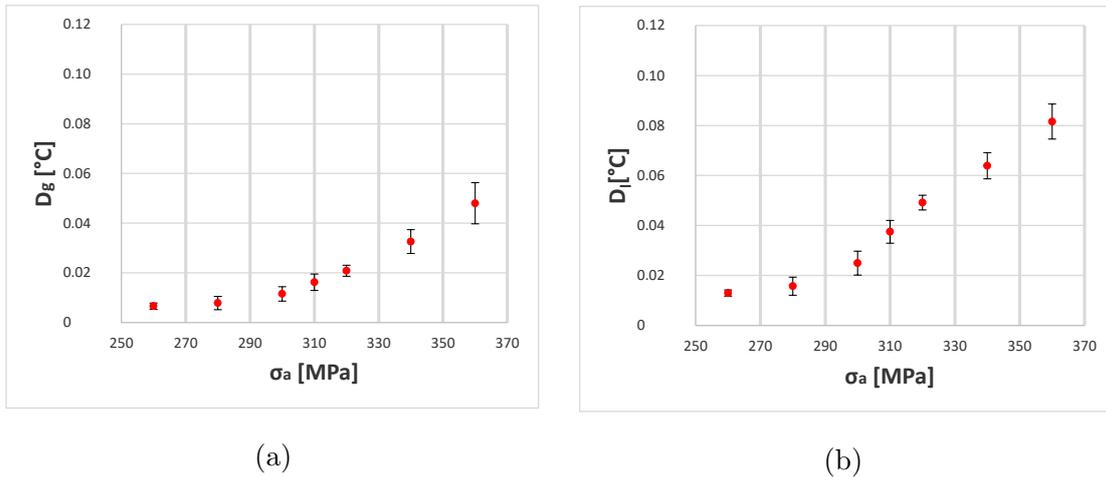


Figura 7.16: Ampiezza della seconda armonica D per $R = -1$. Approccio (a) globale e (b) locale.

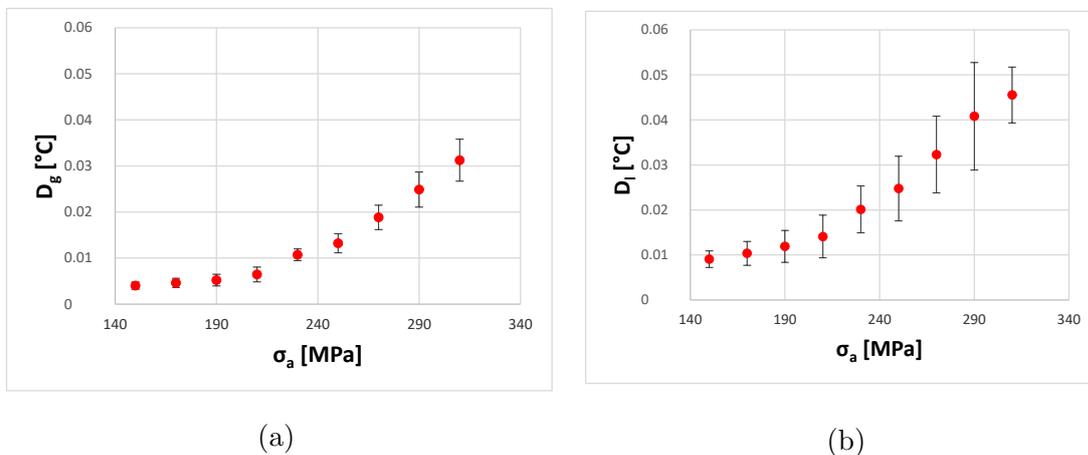


Figura 7.17: Ampiezza della seconda armonica D per $R = 0.1$. Approccio (a) globale e (b) locale.

7.2.5 Fase della seconda armonica Φ_D

Come già anticipato, la seconda armonica può essere considerata come la somma di tre contributi armonici, che sono: la componente termoelastica legata alla teoria termoelastica del secondo ordine (Eq. (2.29)), un eventuale effetto termoelastico del

primo ordine legato a componenti spurie del segnale di carico (Fig. 7.2) ed infine la componente legata alla modulazione della dissipazione intrinseca (Eq. (7.3)). Ognuno di questi contributi è caratterizzato da specifici valori di fase, come riportato in Fig. 7.1.

L'analisi della fase della seconda armonica Φ_D ha mostrato un comportamento specifico: è stato riscontrata una distribuzione bimodale di questo parametro all'interno della ROI, molto marcato per valori bassi di σ_a , e che gradualmente si trasforma in una distribuzione unimodale per elevati valori di σ_a . Questa transizione è chiaramente visibile nelle mappe di Φ_D riportate in Fig. 7.18.

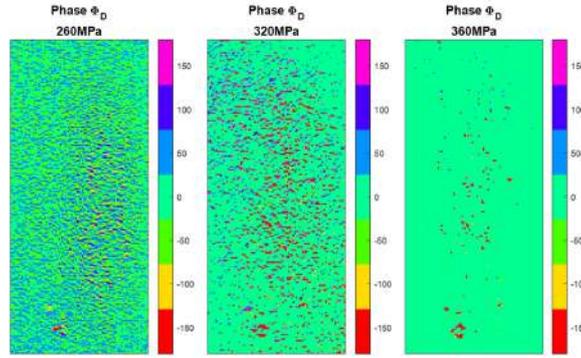


Figura 7.18: Evoluzione della fase della seconda armonica Φ_D per $R = -1$ a differenti livelli di carico. Al crescere del carico, la fase diventa più uniforme.

Le Figure 7.19 e 7.20 riportano esempi di istogrammi della distribuzione degli angoli della fase della seconda armonica nella ROI, ottenuti per entrambi i rapporti di carico $R = -1$ e $R = 0.1$.

In Figg. 7.19, 7.20(colonna di sinistra) sono rappresentati gli istogrammi della densità di distribuzione dei valori di Φ_D nella ROI. Nelle ascisse è riportata la fase Φ_D dopo la sincronizzazione con un segnale puramente sinusoidale, mentre nelle ordinate il numero di punti con dati valori di fase per intervalli di Φ_D di 10° di larghezza. Pertanto, angoli prossimi a $+90^\circ$ rappresentano un comportamento coerente con quello previsto dalla teoria termoelastica del secondo ordine, mentre angoli più vicini ai -90° sono quelli previsti dalla modulazione della dissipazione intrinseca.

Le Figg. 7.19, 7.20(colonna di destra) riportano le onde armoniche corrispondenti. In particolare, sono riportate quattro curve: il carico, la prima armonica termoelastica E (in opposizione di fase con il carico), e due curve rosse di sec-

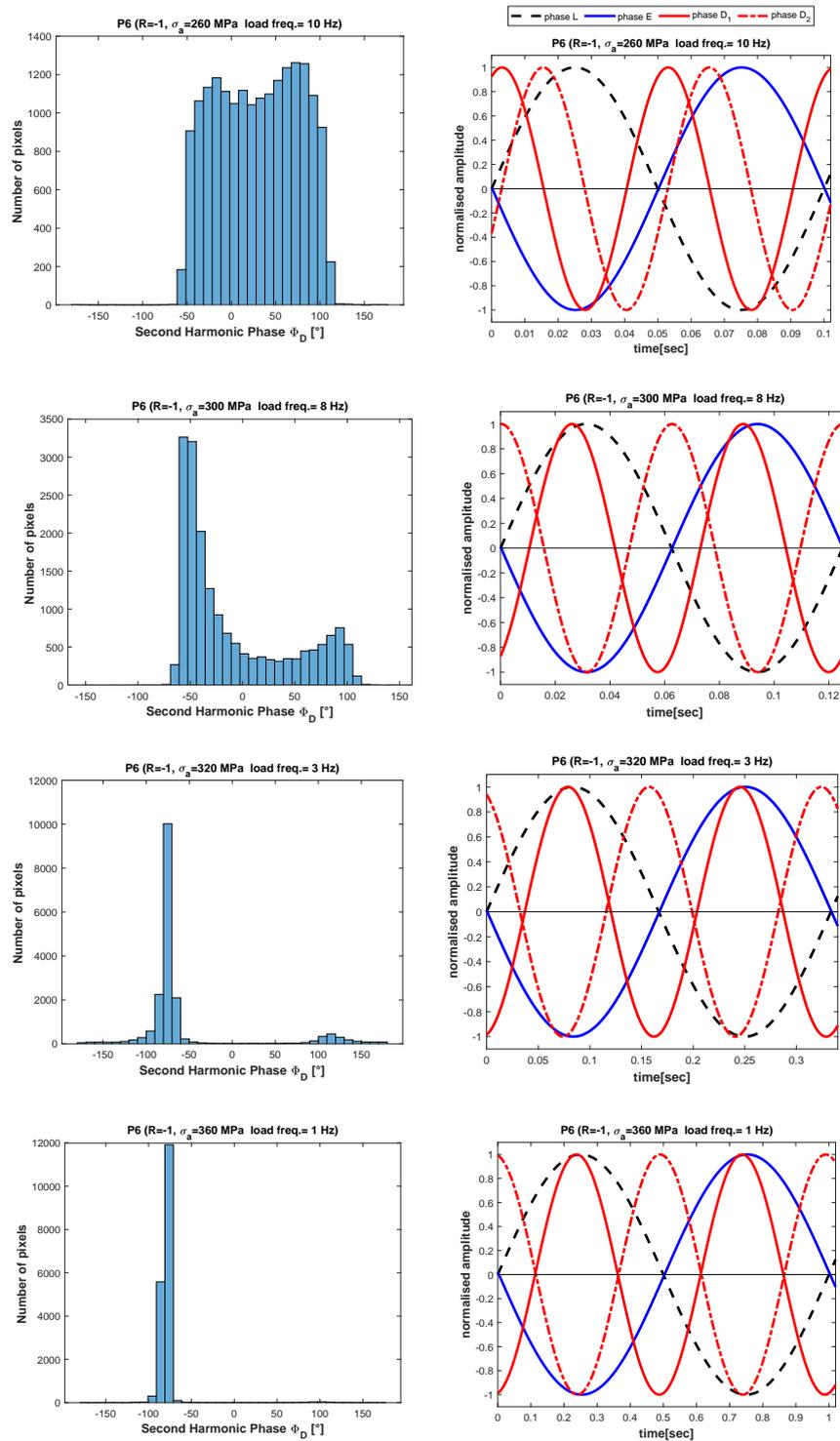


Figura 7.19: $R = -1$. A sinistra) Istogrammi del numero di pixel nella ROI vs la fase Φ_D . Il grafico è stato ottenuto sincronizzando la fase della seconda armonica rispetto ad un'onda puramente sinusoidale. A destra) Rappresentazione della modulazione di fase, con il medesimo sistema riportato in Fig. 7.1.

onda armonica rappresentate con tratto differente; la curva continua corrisponde alla modulazione del picco più elevato nell'istogramma, mentre la linea tratteggiata

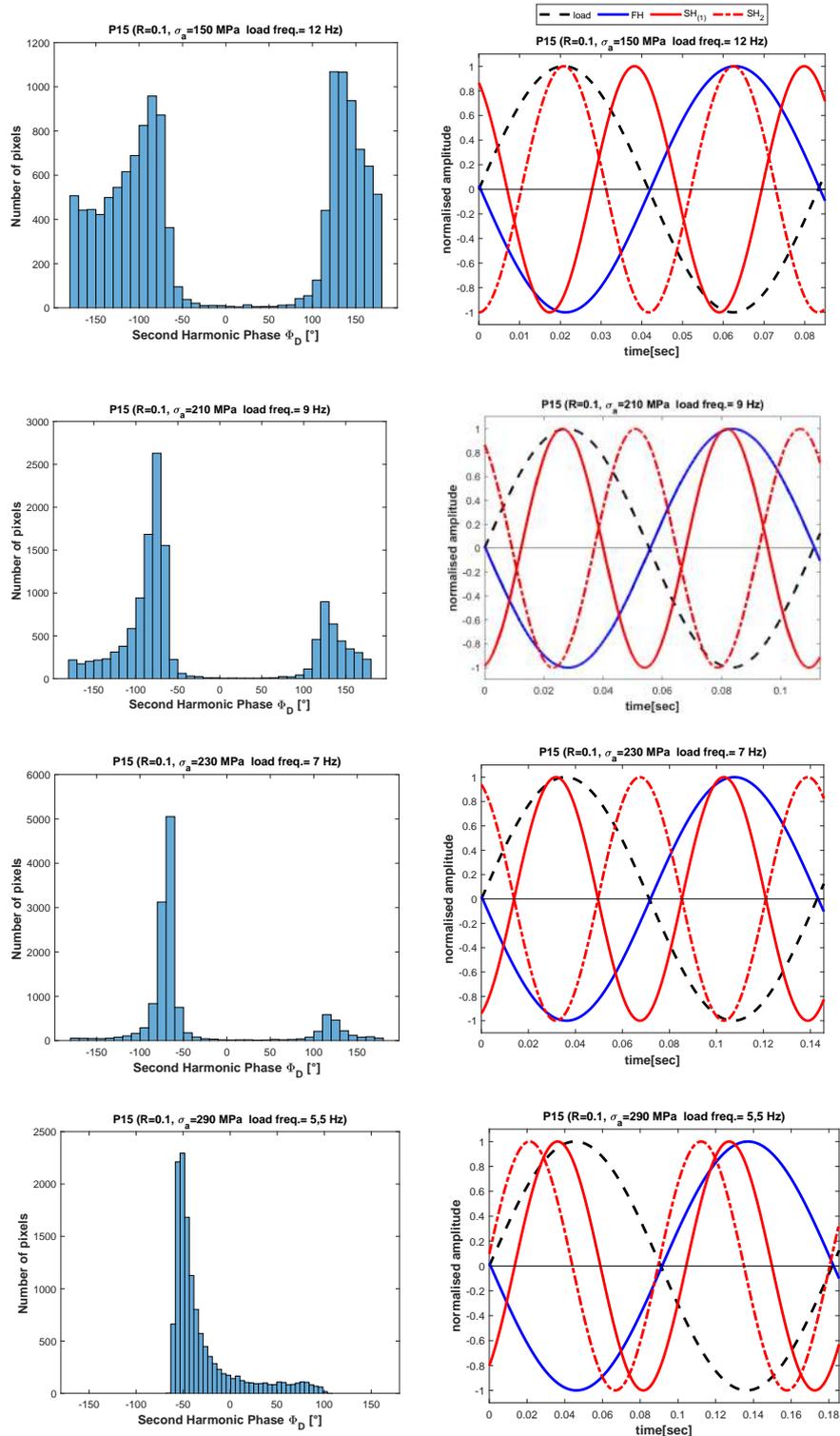


Figura 7.20: $R = 0.1$. A sinistra) Istogrammi del numero di pixel nella ROI vs la fase Φ_D . Il grafico è stato ottenuto sincronizzando la fase della seconda armonica rispetto ad un'onda puramente sinusoidale. A destra) Rappresentazione della modulazione di fase, con il medesimo sistema riportato in Fig. 7.1.

indica il picco più ridotto.

Le prove sono state ripetute con e senza l'utilizzo del tool fornito da FLIR per

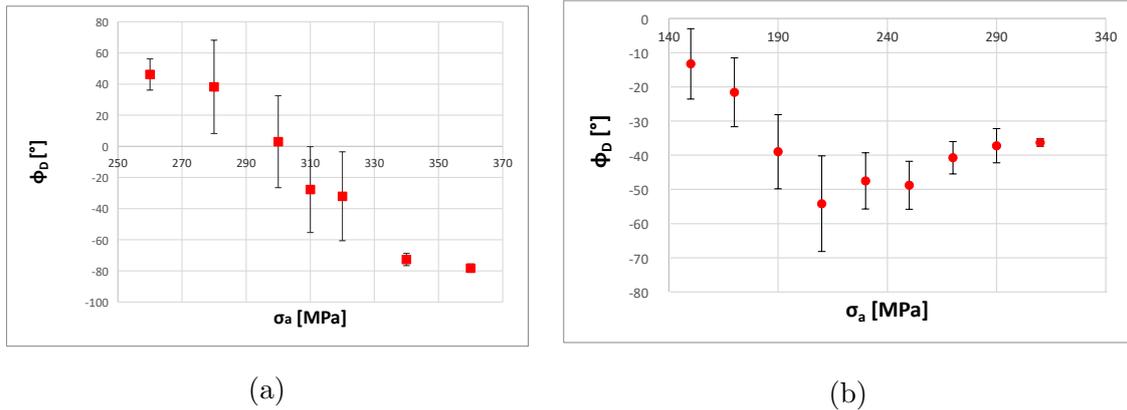


Figura 7.21: Stepwise plots di Φ_D vs σ_a . a) $R = -1$; b) $R = 0.1$.

effettuare l'operazione di *motion compensation*, che corregge il movimento relativo fra i punti del provino ed il sensore per via della deformazione. Questa correzione non modifica il comportamento bimodale, riscontrando la medesima transizione a $\Phi_D = -90^\circ$ per valori di carico più elevati

Infine, è anche interessante riportare gli stepwise plot ottenuti dalla media di Φ_D nella ROI. È bene riflettere sul fatto che l'operazione di media, in questo caso, è effettuata fra angoli che si riferiscono a comportamenti fisici nettamente differenti. Pertanto, il risultato perde significato fisico ma rimane comunque in grado di fornire informazioni relative alla dissipazione, assestandosi a valori di fase più prossimi a quelli del comportamento che prevale (termoelastico o dissipativo).

In Fig. 7.21 si riporta lo stepwise plot ottenuto dalla media della fase della seconda armonica. Il plot è in grado di identificare la transizione verso un comportamento dissipativo, per valori di σ_a coerenti con quanto trovato per le altre metriche T_o, D, Φ_E . Le bande di dispersione sono piuttosto elevate nella zona di transizione, per via dell'inclusione di entrambi i picchi nella media, che fanno variare in modo considerevole il valore medio. Tuttavia, al crescere dell'ampiezza di carico, la dispersione è notevolmente ridotta, per via dell'instaurarsi di fenomeni dissipativi più significativi.

7.3 Osservazioni generali

7.3.1 Approccio globale vs locale

Il fatto che la fatica ad alto numero di cicli preveda l'enucleazione e la propagazione di una cricca macroscopica potrebbe portare a concludere che un approccio di tipo locale sia preferibile, in modo da identificare il punto di innesco nel processo di propagazione della cricca. Tuttavia, per prove come quelle condotte in una campagna di tipo stepwise per la determinazione rapida del limite di resistenza a fatica, il numero di cicli potrebbe non essere sufficiente ad identificare univocamente un unico sito di enucleazione del difetto.

Si sottolinea che i lavori in letteratura che hanno analizzato le metriche termoelastiche per la determinazione rapida del limite di fatica, il più delle volte, non riportano se tali metriche sono riferite a valori locali o sono mediate spazialmente [26,105,116]. Nel presente studio, le definizioni locali e globali delle metriche hanno lo scopo di verificare se l'insorgenza della dissipazione è legata a fenomeni locali o diffusi.

Altri autori, come Maquin e Pierron [18], hanno cercato di identificare la natura delle sorgenti di calore nei primi cicli di prove a fatica con bassi livelli di carico, suggerendo che il danneggiamento irreversibile, generalmente associato alla microplasticità, sia un fenomeno diffuso e non localizzato. Questo risultato è confermato dall'assenza di evidenze relative all'enucleazione di una cricca locale superficiale o subsuperficiale in nessuna delle mappe di campo intero analizzate, per tutti i valori di carico.

I grafici riportati nelle Figg. 7.9 - 7.17, relativi agli approcci locali e globali, mostrano andamenti simili per i parametri T_o , E , D . Si nota che le barre di dispersione associate ai parametri monitorati sono generalmente più strette nel caso dell'approccio globale, in quanto l'operazione di media abbatta il rumore random dei dati sperimentali. Si osserva inoltre che i pixel del 95° percentile identificati nelle mappe a campo intero indicano generalmente posizioni diverse con l'avanzamento del test, non riuscendo quindi a identificare in modo univoco una posizione di concentrazione del danno.

Nel presente studio, l'analisi delle mappe della seconda armonica Φ_D , con la transizione da distribuzione bi-modale ad uni-modale, ha confermato l'assenza di punti

"dissipativi" localizzati. Al contrario, la distribuzione dei punti che seguono la modulazione della dissipazione e la modulazione termoelastica sembra essere uniforme e diffusa su tutta la ROI.

Per quanto riguarda la fase della prima armonica Φ_E , l'approccio globale sembra non essere in grado di dare informazioni sull'innescio del danno, in quanto lo sfasamento di 180° rispetto al carico è mantenuto anche per valori di tensione più elevati. L'utilizzo dell'approccio di TPA consente di individuare una transizione nel comportamento, ma i risultati presentano livelli di rumore piuttosto elevati, probabilmente per i valori di frequenza di carico adottati al crescere di σ_a .

7.3.2 Influenze sull'ampiezza della prima armonica

I risultati hanno mostrato che l'ampiezza della prima armonica E non si discosta in modo pronunciato dall'andamento lineare previsto dalla legge dell'effetto termoelastico. Questo comportamento è stato riscontrato indifferentemente per i valori globali che per quelli locali.

Boulanger et al. [11] hanno effettuato prove su un acciaio DP60 bifase testato sia a $R = -1$ che a $R = 0.1$ e a una frequenza relativamente bassa, pari a 1 Hz. I risultati sull'andamento del segnale termoelastico non si discostano linearità, anche dopo un lieve incrudimento. Krapez [26] ha testato un acciaio e una lega di alluminio sia a $R = -1$ che a $R = 0.1$, alla frequenza di 2 Hz, riportando solo lievi deviazioni dalla linearità, evidenziate dal grafico in termini di residui. Urbanek [116] ha testato alcuni acciai a $R = 0$ e a 5 Hz e anche in questo caso la deviazione dalla linearità riscontrata è di piccola entità, paragonabile a quanto presentato in [26]. Né [26] che [116] riportano informazioni sull'evoluzione della temperatura media del campione. In [105] è stato testato il medesimo acciaio C45 presentato in questo lavoro, eseguendo prove a $R = -1, 0, 1$ e $0, 5$, a frequenze di carico molto più elevate, pari a 15 Hz. Per il caso di $R = -1$, il lavoro riporta una marcata deviazione dalla linearità di E con l'aumento di σ_a , accompagnato da un notevole aumento della temperatura media del campione T_o . All'aumentare del rapporto R , la deviazione dalla linearità di E e l'aumento di T_o si attenuano significativamente.

L'analisi di questi risultati da letteratura suggerisce che, probabilmente, l'incremento della temperatura media del provino gioca un'influenza fondamentale sulla variazione

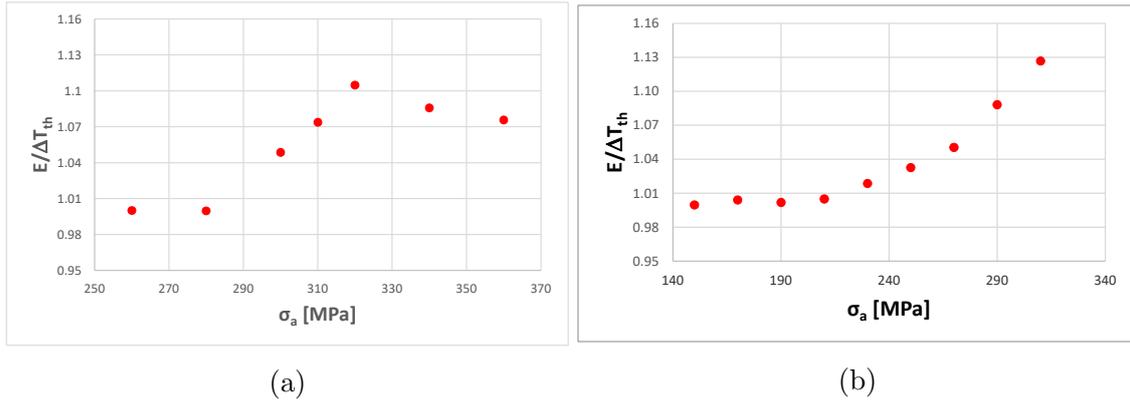


Figura 7.22: Plot di $E/\Delta T_{th}$ a) $R = -1$; b) $R = 0.1$.

della prima armonica E (come, d'altronde, previsto dalla legge dell'effetto termoelastico). Dal momento che l'aumento di temperatura per ciclo è maggiore per carichi più elevati [18], l'adozione di frequenze di carico molto elevate causa incrementi maggiori nella temperatura, influenzando di conseguenza anche l'andamento della prima armonica. Nell'appendice A si riporta una simulazione dell'influenza di differenti tassi di incremento di temperatura sulla prima armonica.

Nel presente lavoro è stato riscontrato un aumento limitato della temperatura media T_o (si faccia riferimento alle Figg. 7.9, 7.10). Ciò è probabilmente dovuto alla graduale diminuzione della frequenza di carico con l'ampiezza della sollecitazione applicata. Si osserva inoltre che l'aumento è maggiore per il caso $R = -1$ e più graduale per il caso $R = 0.1$, probabilmente per via della maggiore area di isteresi raggiunta in $R = -1$, dovuta all'inversione delle deformazioni in ogni ciclo.

Al fine di considerare correttamente l'influenza delle variazioni di T_o sull'ampiezza della prima armonica teorica $\Delta T_{th} = T_o K_o \Delta \sigma$, in Fig. 7.22 si riportano i valori del rapporto $E/\Delta T_{th}$. La costante termoelastica qui utilizzata, K_o , è ottenuta dalla regressione lineare di E rispetto a $T_o \Delta \sigma$ considerando solo i primi tre valori di σ_a , mentre T_o è il valore effettivo della temperatura media del campione a ogni prova.

I risultati in Fig. 7.22 forniscono un'indicazione di quanto la prima armonica misurata, E , si discosti dal valore teorico ΔT_{th} . Per $R = -1$ i dati non seguono una chiara tendenza, mentre per $R = 0.1$ il rapporto $E/\Delta T_{th}$ aumenta gradualmente a partire da valori di σ_a superiori a 190 MPa.

La ragione dell'aumento di $E/\Delta T_{th}$ a $R = 0.1$ potrebbe essere legato fondamentalmente a due fattori: (i) una variazione della costante termoelastica K_o , (ii)

la presenza di una componente alla prima armonica nella modulazione della dissipazione di calore, che si somma alla componente termoelastica.

Durante le prove a $R = 0.1$ le tensioni nel materiale superano la tensione di snervamento. È possibile che i cambiamenti nella microstruttura, indotti dall'incrudimento, producano alcuni cambiamenti nei parametri fisici che influenzano la costante termoelastica, come è stato ad esempio suggerito e osservato in [118]. Pertanto, non si può escludere a priori una potenziale influenza della variazione della costante termoelastica del materiale, anche se una variazione superiore al 10% di K_o dovuta al solo incrudimento potrebbe apparire eccessiva.

La presenza di una componente dissipativa alla prima armonica è plausibile per test condotti a $R \geq 0$, ed una metrica come $E/\Delta T_{th}$ potrebbe essere in grado di individuare la presenza di questo effetto.

7.3.3 Influenza della componente spuria di carico alla seconda armonica

In Fig. 7.2 era stata riscontrata la presenza di una componente di carico alla seconda armonica. Questa componente spuria, quando presente, genererà un effetto termoelastico del primo ordine alla frequenza di 2ω , che si andrà a sommare con l'effetto termoelastico del secondo ordine e con la componente alla seconda armonica della dissipazione. Supponendo che la variazione di temperatura indotta da questo carico segua la legge dell'effetto termoelastico, è possibile valutare la variazione di temperatura, qui chiamata E_{2L} , mediante la semplice proporzione:

$$E_{2L} = E \cdot \frac{L_{2\omega}}{L_\omega} \quad (7.4)$$

dove $L_{2\omega}$ è l'ampiezza del segnale di carico a 2ω .

In Fig. 7.23 si riporta la variazione di D vs σ_a con e senza la sottrazione di E_{2L} . Si nota che le due curve sono piuttosto vicine nella prima parte del plot, con le differenze che aumentano al crescere del carico. Inoltre, la correzione appare più significativa nel caso di $R = 0.1$, Fig. 7.23b. Questo comportamento potrebbe essere spiegato osservando i cicli di isteresi, molto più grandi nel caso di $R = -1$ (Fig. 7.13), e quindi meno soggetti all'influenza della componente termoelastica

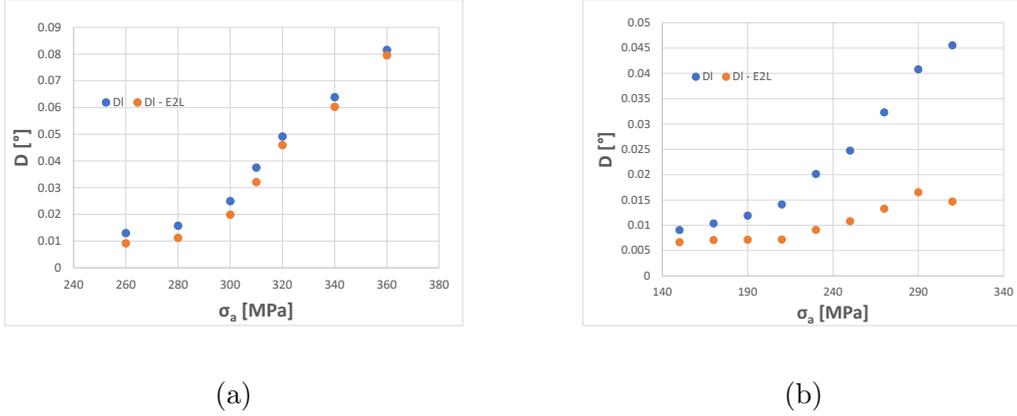


Figura 7.23: Ampiezza della seconda armonica D , con la sottrazione della componente termoelastica a 2ω , E_{2L} . (a) $R = -1$, (b) $R = 0.1$

a $L_{2\omega}$.

Tuttavia, l'operazione di sottrazione della componente termoelastica alla seconda armonica richiede estrema cautela, in quanto è necessario considerare la fase del segnale di carico alla seconda armonica. Inoltre, come già anticipato nella sezione precedente, per rapporti di carico $R \geq 0$, la presenza di una componente della dissipazione modulata alla prima armonica potrebbe indurre a sovrastimare il contributo di E_{2L} .

7.3.4 Comportamento della fase della seconda armonica

Uno dei principali risultati di questa indagine è stata l'identificazione di due meccanismi concorrenti, in opposizione di fase fra loro, codificati alla seconda armonica. Infatti, quando la dissipazione è completamente assente o contenuta (per valori di σ_a piccoli), dovrebbe prevalere l'effetto termoelastico del secondo ordine; tuttavia, al crescere di carico, aumentando il contributo della dissipazione, la fase Φ_D dovrebbe seguire una transizione verso la fase tipica della dissipazione (-90° se si fa riferimento ad un carico sinusoidale). Questa transizione è stata effettivamente riscontrata durante l'analisi dei dati.

Si vuole qui sottolineare che gli angoli di fase potrebbero variare lievemente rispetto alle loro posizioni nominali previste dalla teoria. Tra le cause, si potrebbe enumerare la presenza delle componenti spurie di carico, identificate anche in [24], o ancora, come evidenziato in [27], la presenza di un contenuto armonico complesso

della dissipazione potrebbe portare il suo picco a non essere perfettamente allineato con i picchi e le valli del carico.

7.4 *Round Robin Test* AIAS: Confronto dei risultati

I provini testati in questa campagna sperimentale appartengono ad un unico lotto di produzione di provini, testati da differenti università italiane afferenti alla società AIAS (Associazione Italiana Analisi delle Sollecitazioni).

Questa estensiva campagna sperimentale è stata condotta con la finalità di valutare differenti metodi di determinazione rapida del limite di resistenza a fatica e valutarne la riproducibilità [19, 104, 105, 107, 119].

I risultati della presente indagine indicano un limite di resistenza a fatica che si aggira intorno ai $300 \div 310$ MPa per $R = -1$, e $190 \div 200$ MPa per $R = 0.1$. Questi valori sono in ottimo accordo con quanto ottenuto dalle altre sedi.

7.5 Considerazioni finali e sviluppi futuri

In questo capitolo sono stati presentati i risultati ottenuti dall'analisi dell'andamento di metriche termografiche in provini di acciaio C45, testati secondo un protocollo di prova di tipo stepwise (cicli sinusoidali, con blocchi di carico ad ampiezza crescente) con due differenti rapporti di carico, $R = -1$ e $R = 0.1$.

È stata posta particolare attenzione sulla valutazione dell'ampiezza e della fase della prima e della seconda armonica della temperatura: E , D , Φ_E , Φ_D . Lo studio è stato condotto per valutare la capacità di queste metriche di seguire l'innesco del danno e valutare fenomeni dissipativi.

I principali risultati si possono riassumere come segue:

- L'ampiezza della prima armonica, E , dipende fortemente dalle variazioni di temperatura media (T_o) e da eventuali modifiche nella costante termoelastica indotte da fenomeni di plasticizzazione.

- L'ampiezza della seconda armonica, D , è sempre in grado di identificare i fenomeni dissipativi.
- Il confronto fra due approcci di analisi dei dati, denominati locale e globale, ha condotto a risultati analoghi. Questa evidenza ha suggerito che il danneggiamento non si origina come fenomeno concentrato ma come fenomeno diffuso
- La fase della prima armonica Φ_E non è sensibile all'identificare l'insorgenza di fenomeni dissipativi, se analizzata in modo globale. Infatti, si mantiene sempre in opposizione di fase con il carico applicato, anche quando la dissipazione diventa più evidente. Un risultato più significativo è stato riscontrato seguendo l'approccio TPA [115].
- La fase della seconda armonica Φ_D presenta una distribuzione bimodale, in quanto è influenzata da due effetti concorrenti: un effetto termoelastico del secondo ordine, che prevale per bassi valori di carico applicato, e la dissipazione, che prevale per carichi più alti. La differenza di fase fra questi due picchi è di 180° .

Sviluppi futuri prevedono l'estensione della metodologia presentata in questo capitolo a materiali che esibiscono un maggiore effetto termoelastico del secondo ordine, come ad esempio alluminio e titanio.

Modellazione dell'effetto termoelastico in compositi

Per via della semplicità del setup sperimentale, chiarezza nell'interpretabilità dei dati e ricchezza di informazioni estraibili nel campo della caratterizzazione dei materiali, la Thermoelastic Stress Analysis si è dimostrata una tecnica molto versatile nelle applicazioni a materiali isotropi, come ampiamente illustrato nei capitoli precedenti.

L'estensione della tecnica ai laminati compositi a matrice polimerica, presenta delle problematiche non indifferenti, quali:

- l'incremento della complessità dovuta al comportamento anisotropo delle lamine;
- fenomeni di generazione di calore per effetti viscoelastici o di attriti interni;
- la non-adiabaticità nello spessore del laminato per via delle diverse risposte termoelastiche delle differenti lamine.

Alla luce di queste problematiche, l'utilizzo delle tecniche di termografia ai materiali compositi è stata limitata alla termografia attiva, testing non distruttivo (IRNDT - InfraRed Non Destructive Testing) [40,124,125], o, in relativamente pochi casi, ad applicazioni di TSA [35,111,126–136].

Nell'ambito dell'applicabilità della TSA su laminati compositi, la ricerca, a partire dagli anni 80 e 90, si è concentrata su analisi sia qualitative [137,138] che quantitative [35,126–129], con particolare interesse alla comprensione del comportamento termoelastico di compositi in fibra di carbonio (Carbon Fibre Reinforced Plastics - CFRP).

I differenti approcci sviluppati possono essere così catalogati:

1. Modelli Bulk: considerano l'effetto termoelastico generato dalla lamina, omogeneizzata alla mesoscala [35,126,133,134,139,140];

2. Modelli micromeccanici: valutano la risposta termoelastica della lamina a partire dalle caratteristiche dei costituenti (fibra e matrice) [127, 129];
3. Strain Witness Models: considerano che il segnale termoelastico è generato dal solo strato di resina superficiale (Resin Rich Layer - RRL), che riproduce fedelmente lo stato di deformazioni del laminato, ed è termicamente indipendente rispetto al laminato sottostante [131, 134, 139, 140].

La varietà di fattori che possono influenzare i risultati (frequenza di carico, layup, presenza di uno strato superficiale di resina) e la difficoltà nell'interpretare l'effettiva sorgente dell'effetto termoelastico, ha causato uno spostamento degli sforzi di ricerca dai laminati in fibra di carbonio a quelli in fibra di vetro, di più semplice interpretazione [130–133]. La maggiore semplicità di analisi è principalmente dovuta ai minori valori di conducibilità termica, che facilitano l'instaurarsi delle condizioni di adiabaticità fra le lamine anche a frequenze di carico relativamente basse.

Negli ultimi anni si sono diffuse applicazioni che effettuano la calibrazione dei modelli termoelastici utilizzando setup di Digital Image Correlation [139, 140]. Tuttavia, questo tipo di approccio non considera la dipendenza della risposta termoelastica dalla frequenza di carico, in quanto una calibrazione basata sulle deformazioni considera implicitamente il raggiungimento delle condizioni di adiabaticità, condizione non scontata nel caso di laminati CFRP.

In letteratura manca un approccio numerico per la trattazione di questa problematica. Pertanto, l'obiettivo di questo capitolo è illustrare l'utilizzo di uno strumento di simulazione numerica per l'analisi dell'effetto termoelastico in materiali compositi.

I numerosi esperimenti virtuali condotti serviranno ad analizzare in maniera approfondita le interazioni non adiabatiche fra le lamine, predire l'effetto termoelastico per dati parametri di prova e valutare in maniera sistematica l'influenza dei diversi fattori di influenza.

8.1 Modello alla meso-scala

Il modello alla meso-scala utilizzato è descritto nella sezione 4, insieme alle prove effettuate, catalogate sotto il nome di Dataset #4.

8.1.1 Variazione di temperatura delle lamine e raggiungimento delle condizioni di stazionarietà

Il primo parametro analizzato è la variazione di temperatura nei primi tre cicli di carico per ogni lamina. Tra tutte le prove effettuate, si è scelto di mostrare i risultati ottenuti applicando tre diverse frequenze di carico, per il layup quasi-isotropo $[0/45/-45/90]_s$ e per entrambi i materiali costituenti considerati: GFRP (Fig. 8.1) e CFRP (Fig. 8.2). Inoltre, i risultati presentati sono soltanto relativi al caso con lo strato superficiale di resina.

Le curve di temperature riportate si riferiscono ad un nodo posizionato al centro di ogni lamina (ogni curva possiede un label in funzione dell'orientamento della lamina) e la curva "surface" si riferisce alla variazione di temperatura superficiale, che sarebbe il segnale misurato da una termocamera. La scelta di tre frequenze di carico, pari a 0.3, 10, 50 Hz, è stata effettuata per valutare l'evoluzione dell'effetto termoelastico per frequenze che variano da molto basse a molto elevate.

Osservando l'assenza di variazioni significative nell'ampiezza e nella fase termoelastica nei cicli riportati, una prima considerazione che può essere effettuata è che, a prescindere dalla frequenza di carico applicata, le condizioni di stazionarietà sono raggiunte immediatamente nei primissimi cicli di carico, sia per i test effettuati con il provino in fibra di vetro che in fibra di carbonio.

Il comportamento del provino in GFRP sembra essere leggermente influenzato dalle variazioni nella frequenza di carico applicata. Nello specifico, per valori di frequenza molto bassi (es. 0,3 Hz), le diverse lamine sembrano seguire la medesima variazioni di temperatura dovute all'effetto termoelastico, mentre per valori più elevati (es. 10, 50 Hz), l'insorgere di condizioni adiabatiche genera alcuni gradienti di temperatura attraverso lo spessore, generando variazioni di temperatura leggermente diverse fra le lamine.

Più complesso è invece il caso del CFRP, per via della grande differenza del coefficiente di espansione termica (Coefficient of Thermal Expansion - CTE) e della conducibilità termica delle lamine in direzione longitudinale e trasversale. Teoricamente, le variazioni di temperatura per l'effetto termoelastico di alcune lamine sono in fase con il carico applicato (un'onda puramente sinusoidale con spostamento di fase di 0°), mentre altre si presentano in opposizione di fase.

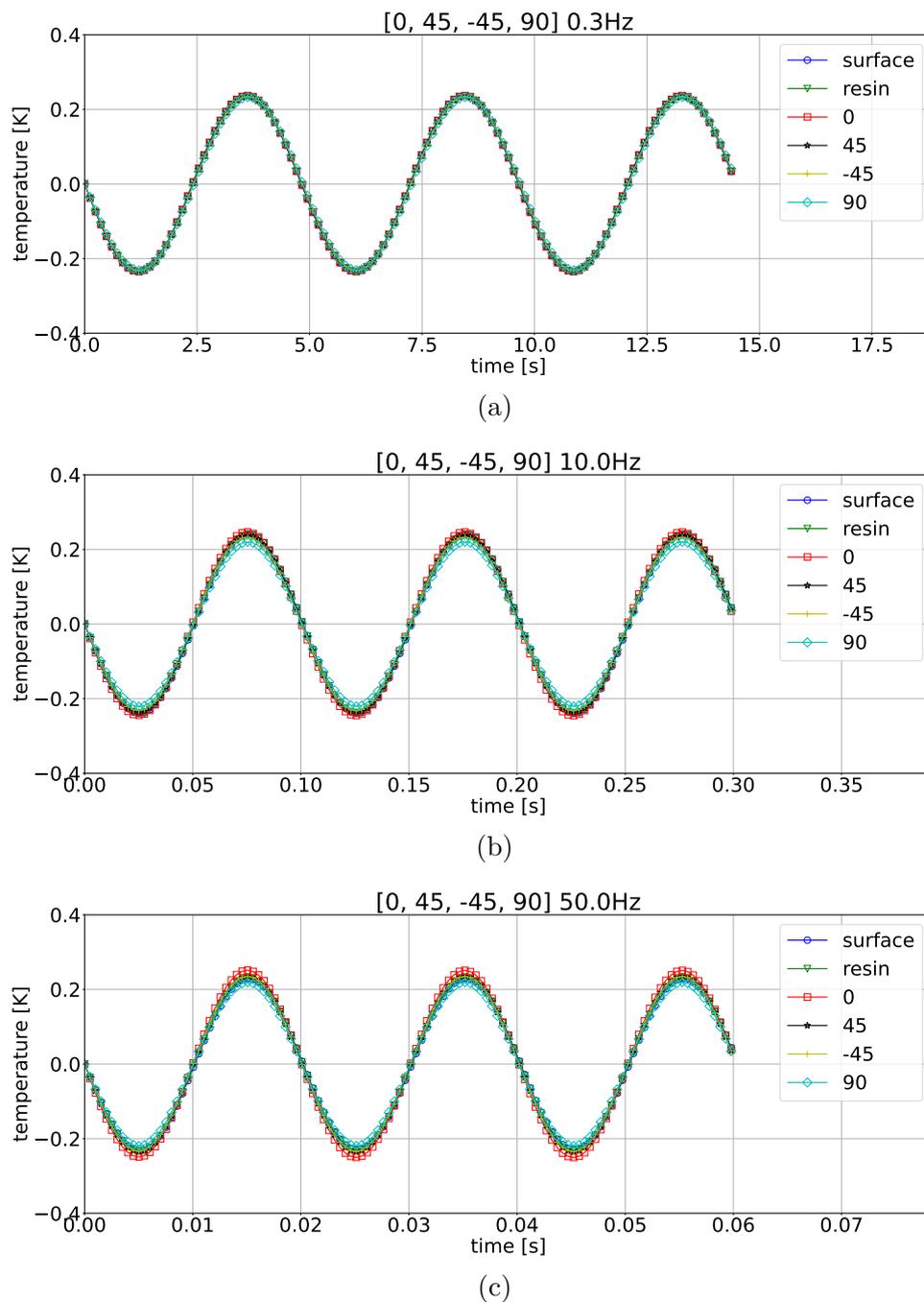


Figura 8.1: Variazione della temperatura nei primi tre cicli di carico per le frequenze a) 0.3 Hz, b) 10 Hz, c) 50 Hz. Provino in GFRP.

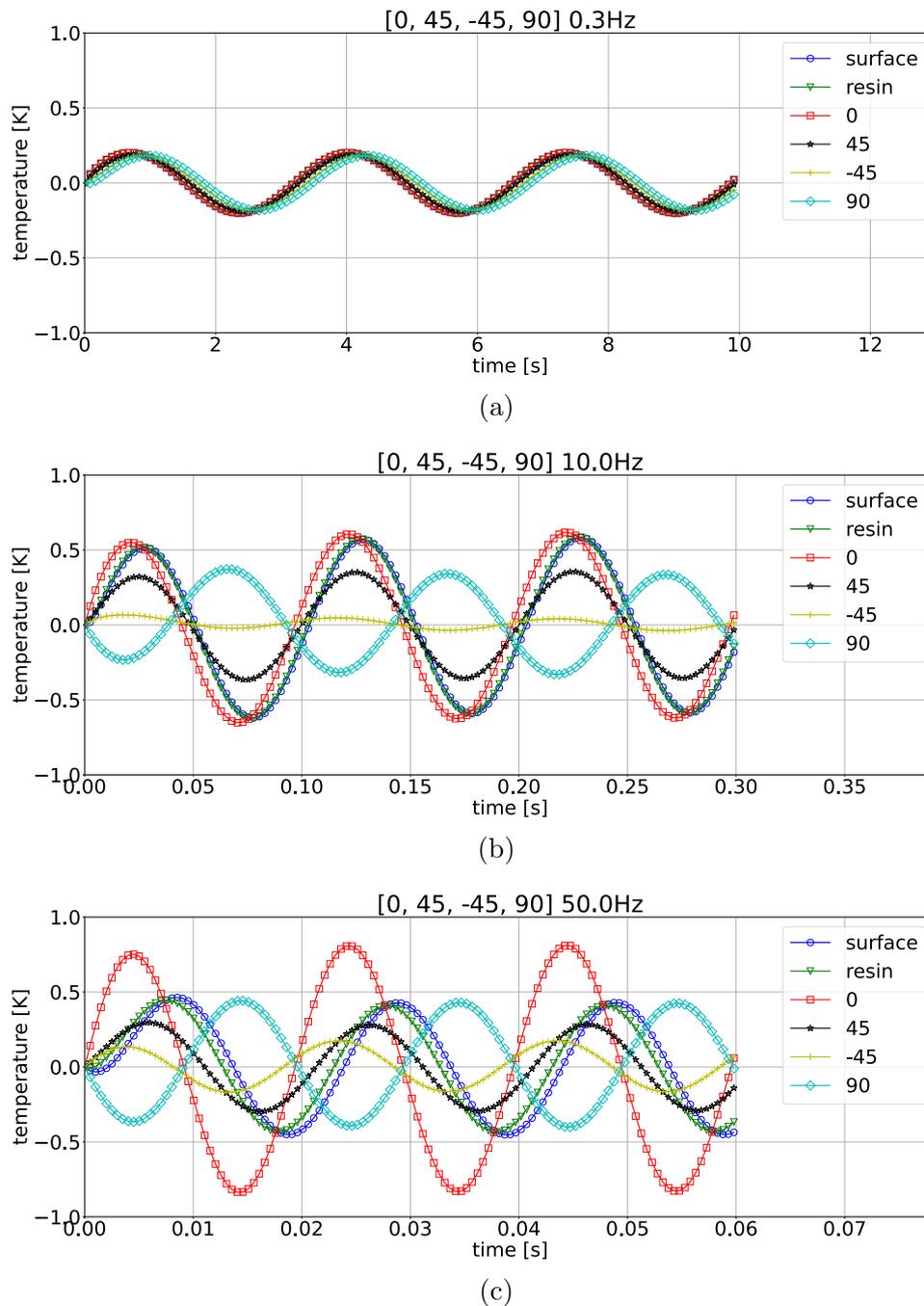


Figura 8.2: Variazione della temperatura nei primi tre cicli di carico per le frequenze a) 0.3 Hz, b) 10 Hz, c) 50 Hz. Provino in CFRP.

Dal momento che le frequenze di carico più basse (ad esempio, 0,3 Hz) lasciano maggior tempo ai fenomeni di trasmissione di calore fra le lamine, ed essendo la lamina a 0° caratterizzata da un maggiore effetto termoelastico (inoltre, il valore di CTE $\neq 0$ fa sì che le variazioni di temperatura siano in fase con il carico applicato), il comportamento di tutte le lamine è fortemente influenzato dalla lamina orientata longitudinalmente. Per questo motivo, tutte le variazioni di temperatura sono praticamente in fase con il carico applicato.

Al crescere della frequenza di carico, il trasferimento di calore avviene in misura ridotta ed incrementa la adiabaticità fra le lamine. Di conseguenza, la lamina orientata a 0° non è più in grado di controllare il comportamento dell'intero laminato, evidenziando le differenze di ampiezza e fase per ogni lamina (ad esempio, l'aumento dell'ampiezza della lamina 0° , in rosso, o lo shift nella fase di 180° della lamina a 90° , in azzurro).

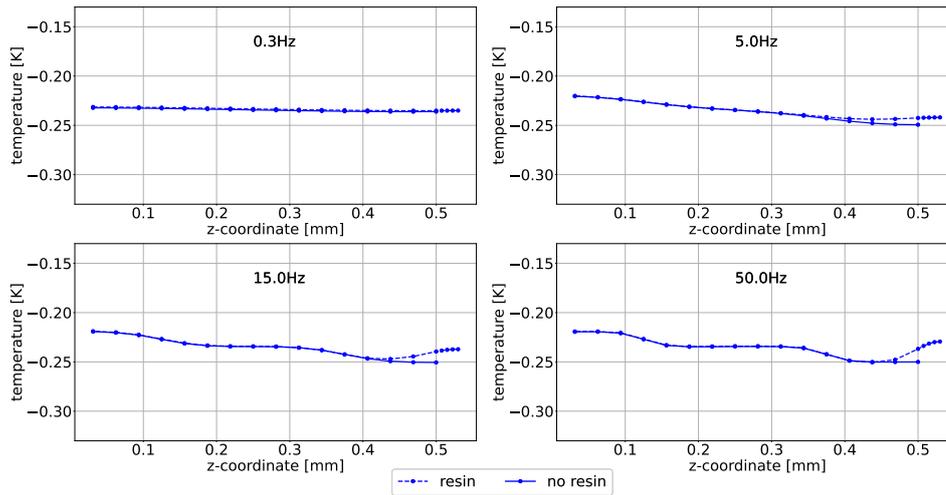
8.1.2 Effetto dello strato superficiale di resina nella propagazione di calore lungo lo spessore

L'evoluzione della temperatura lungo lo spessore, in corrispondenza del massimo valore di spostamento applicato, è riportata in Fig. 8.3-8.4 per i laminati GFRP e Fig. 8.5-8.6 per i laminati CFRP. Ogni grafico presenta la variazione di temperatura per data frequenza di carico e per entrambi i casi: con RRL (linea tratteggiata) e senza RRL (linea continua). Si effettua un confronto fra quattro frequenze di carico (0,3 Hz, 5 Hz, 15 Hz e 50 Hz). La coordinata zero si riferisce al piano medio (piano di simmetria) del modello. Per facilitare il confronto, ad ogni layup è stato assegnato uno specifico colore.

Inoltre, si riporta anche il caso ideale, perfettamente adiabatico, per i diversi laminati (Figg. 8.4, 8.6). Le condizioni adiabatiche presentano un andamento a gradini, poiché si prevede che ogni lamina sia caratterizzata da una sorgente termoelastica diversa a seconda dell'orientamento e quindi delle proprietà termiche. Il caso ideale è stato simulato applicando una frequenza di carico irrealisticamente elevata (1000000 Hz).

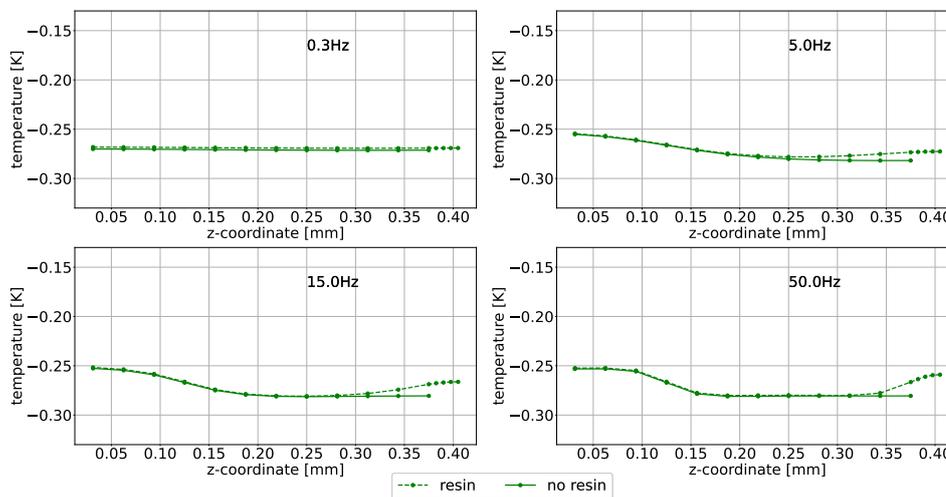
Una serie di osservazioni emergono dall'analisi di questi grafici. In primo luogo, il grado di sovrapposizione tra le due curve (continua - assenza di RRL e tratteggiata -

layup = [0, 45, -45, 90]



(a)

layup = [0, 0, 90]



(b)

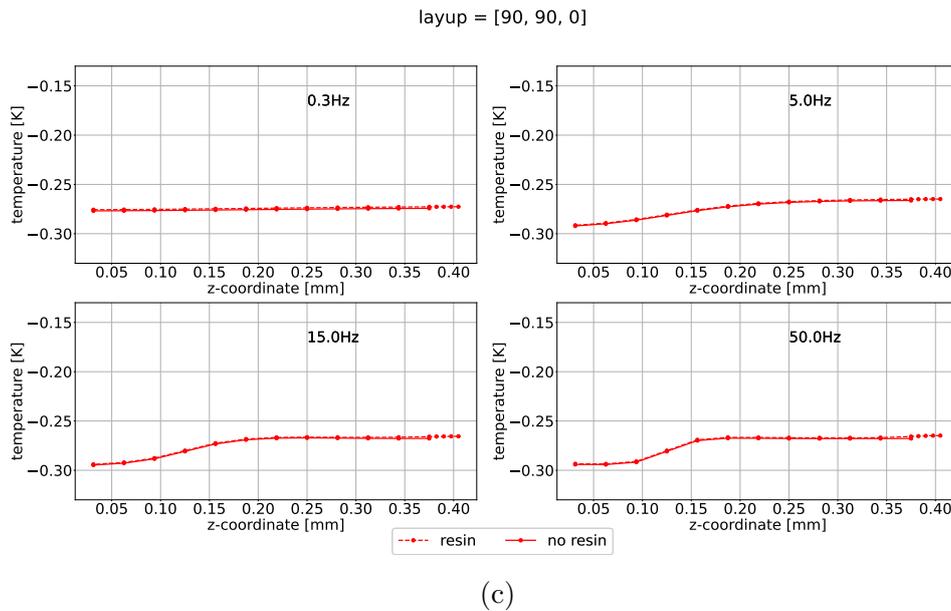


Figura 8.3: Variazione della temperatura lungo lo spessore, per il provino GFRP, a differenti valori di frequenza di carico. Ogni colore rappresenta un layup differente. a) blu - $[0/45/-45/90]_s$, b) verde - $[0/0/90]_s$, c) rosso - $[90/90/0]_s$.

presenza di RRL) varia significativamente con la frequenza di carico. Per bassi valori di LF le curve, continua e tratteggiata, sono completamente separate, indicando che la presenza della resina superficiale riesce a influenzare anche la variazione di temperatura della lamina più profonda. All'aumentare della frequenza di carico, aumenta anche il grado di sovrapposizione tra le due curve, a causa della maggiore adiabaticità lungo lo spessore del laminato. Chiaramente, aumentando la frequenza di carico, la curva tende al caso ideale (confrontare le Figg. 8.3, 8.4 e 8.5, 8.6).

Per quanto riguarda le simulazioni del GFRP, le variazioni di temperatura lungo lo spessore sono piuttosto piatte e non mostrano una grande dipendenza dalla frequenza di carico applicata, in quanto le proprietà termiche in direzione longitudinale e trasversale non differiscono in maniera significativa, come invece avviene nel caso del CFRP (a questo riguardo si veda la tabella 4.4). Per le prove eseguite nel range di frequenze sperimentali (cioè < 25 Hz), le variazioni di temperatura della resina sono molto prossime alle variazioni di temperatura degli strati sottostanti.

La scelta del layup influenza fortemente le dinamiche di propagazione termica lungo lo spessore, soprattutto per i laminati in fibra di carbonio. Infatti, per un dato materiale, la pendenza dei gradienti di temperatura nel provino dipende principalmente dalla scelta del layup. Ad esempio, come si può vedere dalla Tabella 4.4,

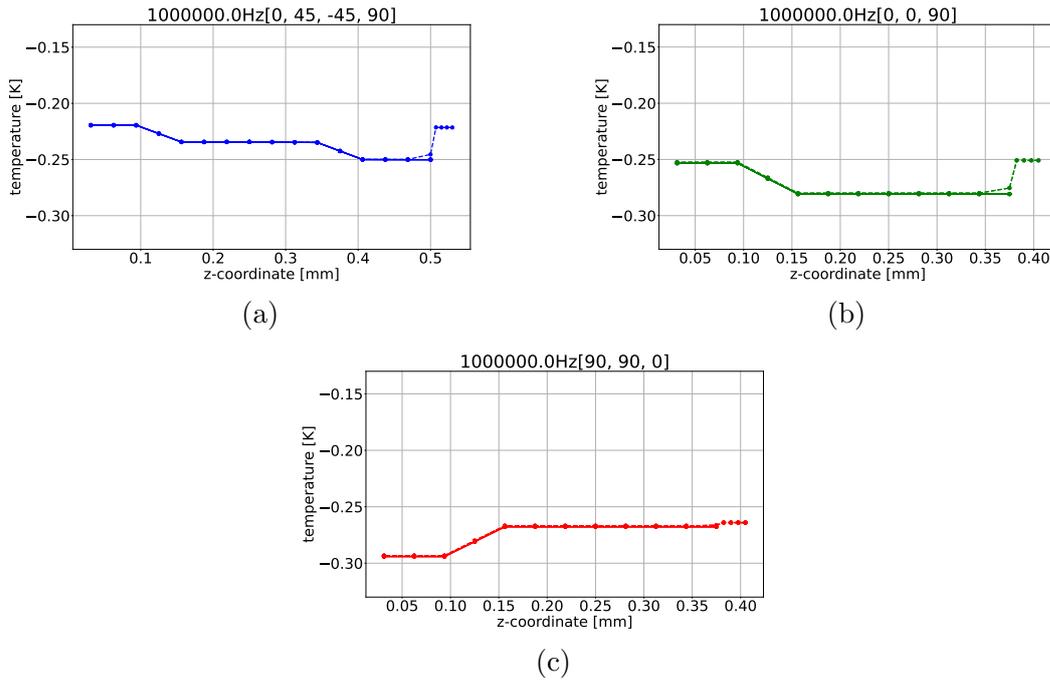


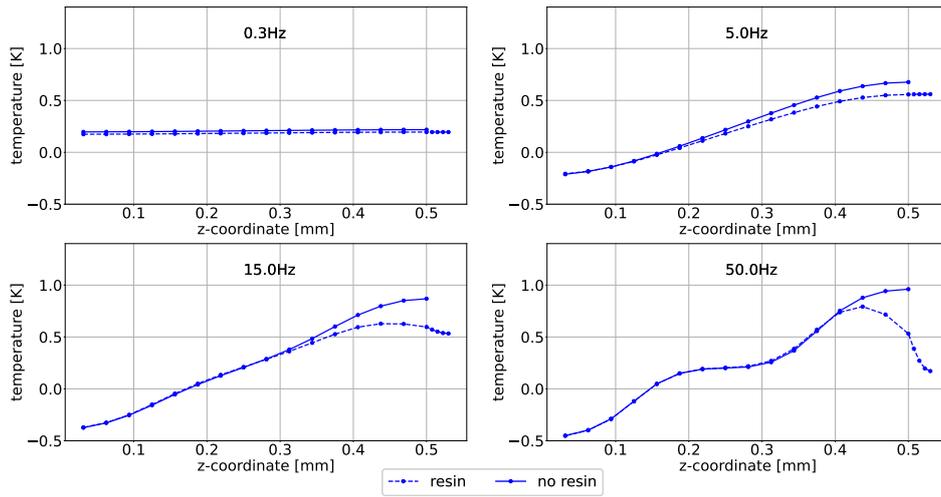
Figura 8.4: Profili di temperatura teorici per il provino GFRP a) blu - $[0/45/-45/90]_s$, b) verde - $[0/0/90]_s$, c) rosso - $[90/90/0]_s$.

il CTE della resina epossidica e del CFRP in direzione longitudinale presentano un segno opposto. Se la prima lamina di un laminato CFRP è orientata a 0° , l'elevata influenza che lo strato superficiale di resina ha sulla propagazione del calore lungo lo spessore è da attribuire alle elevate differenze nelle proprietà termiche tra il CFRP e la resina epossidica, sia in termini di CTE, che influenza il segno del segnale termoelastico, sia di conducibilità termica. Questo fa sì che le variazioni di temperatura dovute all'effetto termoelastico della prima lamina e della resina superficiale siano in opposizione di fase, dando luogo a un gradiente di temperatura estremamente elevato (curve verdi e blu in Fig. 8.2). Per il caso che presenta RRL superficiale, la temperatura inizia a diminuire dopo una certa soglia di frequenza di carico, per via delle maggiori condizioni di adiabaticità.

Diverso è il comportamento seguito dalla curva rossa, che presenta due lamine orientate a 90° sotto lo strato superficiale di resina. La presenza di due lamine trasversali fa sì che il gradiente di temperatura sia minore dal momento che l'effetto termoelastico generato da queste lamine è molto simile a quello della resina.

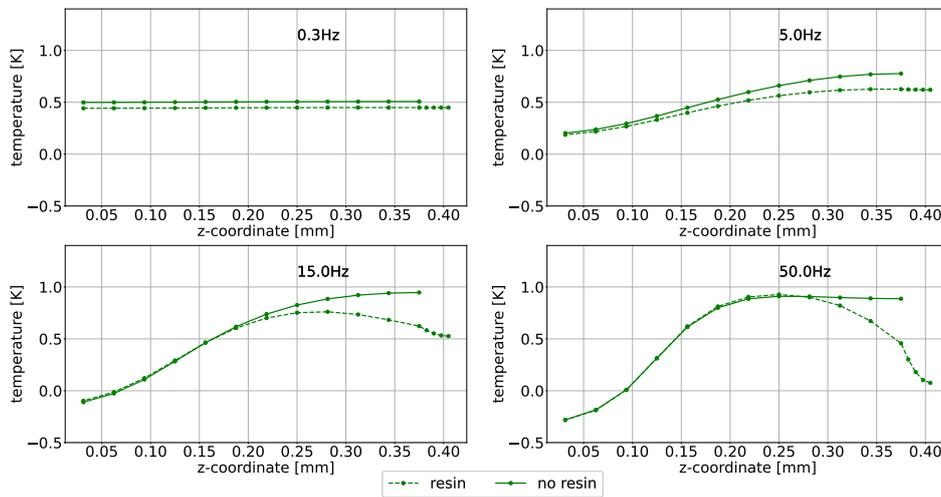
Le simulazioni effettuate senza RRL superficiale sono in buon accordo con i valori teorici (in termini di temperatura superficiale) a partire da valori di frequenza relativamente bassi, oltre i 10 Hz.

layup = [0, 45, -45, 90]



(a)

layup = [0, 0, 90]



(b)

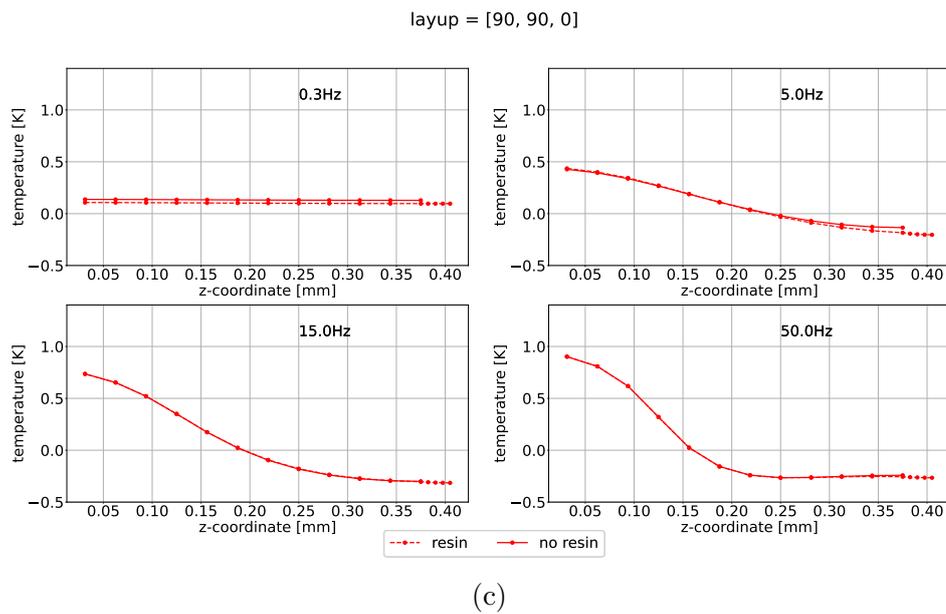


Figura 8.5: Variazione della temperatura lungo lo spessore, per il provino CFRP, a differenti valori di frequenza di carico. Ogni colore rappresenta un layup differente. a) blu - $[0/45/-45/90]_s$, b) verde - $[0/0/90]_s$, c) rosso - $[90/90/0]_s$.

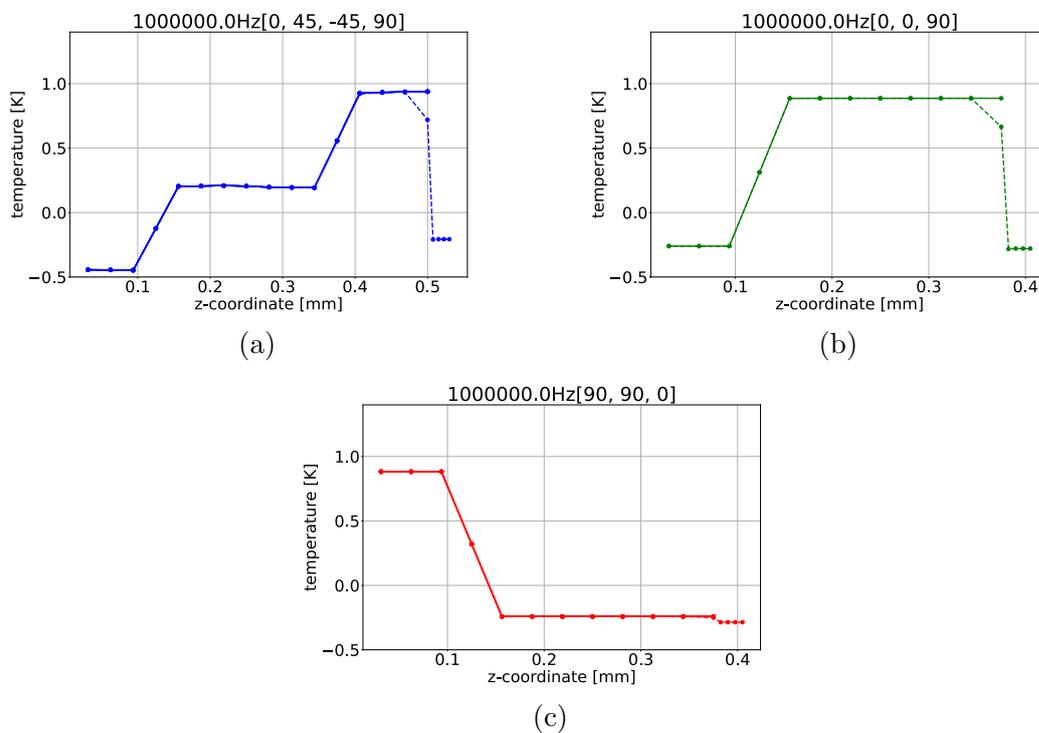


Figura 8.6: Profili di temperatura teorici per il provino GFRP a) blu - $[0/45/-45/90]_s$, b) verde - $[0/0/90]_s$, c) rosso - $[90/90/0]_s$.

In generale, il profilo di temperatura effettivo nello spessore differisce notevolmente dal caso ideale, per via dell'elevata conduttività termica del carbonio, del ridotto spessore delle lamine, del comportamento fortemente anisotropo e dei limiti pratici legati all'effettuare prove ad elevate frequenze di carico. Inoltre, soprattutto in presenza di una prima lamina di carbonio orientata a 0° , è praticamente impossibile che lo strato di resina raggiunga le condizioni adiabatiche, escludendo così completamente la possibilità di utilizzare un approccio di tipo strain witness per questo tipo di materiali.

Anche per i laminati in GFRP potrebbero presentarsi problemi nel raggiungimento delle condizioni adiabatiche, in presenza di differenze non trascurabili fra le proprietà termiche della resina e delle lamine.

8.1.3 Influenza della frequenza di carico nelle metriche di ampiezza e fase termoelastiche

In Figg. 8.7 e 8.8 sono riportati i valori picco-picco di temperatura e della fase termoelastica valutati mediante Least Squares Fitting (LSF). Il segnale è estratto da un punto della superficie esterna, che rappresenta le variazioni di temperatura che misurerebbe una termocamera puntata sul provino (curva blu nelle Figg. 8.1, 8.2).

I dati si riferiscono a diversi layup per le varie frequenze di carico.

I dati simulati sono stati ottenuti per un'ampia gamma di frequenze, fino a 100 Hz, per comprendere meglio le implicazioni delle frequenze di carico sulle variazioni di temperatura termoelastiche. Anche se è stato simulato un intervallo di frequenze molto elevato, il limite operativo sperimentale è generalmente inferiore (circa 25 Hz). Questo limite è dovuto principalmente a due ragioni: i) le macchine di prova non sarebbero in grado di ottenere un'onda perfettamente sinusoidale a frequenze così elevate, soprattutto quando sono coinvolte ampiezze di carico elevate e ii) valori di frequenza troppo elevati potrebbero causare l'insorgenza di fenomeni viscoelastici e generare calore spurio, rendendo così difficile capire quale aliquota della variazione di temperatura misurata sia da attribuire effettivamente all'effetto termoelastico.

Osservando le Figg. 8.4 e 8.6, è già stato evidenziato come, in uno scenario puramente adiabatico, le variazioni di temperatura dello strato di resina e della lamina di

CFRP a 0° genererebbero un elevatissimo gradiente di temperatura. Ciò si riflette ulteriormente sulle ampiezze di temperatura valutate (Figg. 8.7, 8.8a): la presenza di uno strato superficiale di resina (linee tratteggiate) causa una diminuzione dei valori di temperatura per i layup con una lamina a 0° come prima lamina (curve blu e verde).

Questo comportamento è condiviso da entrambi i materiali utilizzati nei laminati. Pertanto, come è già buona norma quando si testano sperimentalmente i materiali compositi, una corretta procedura di calibrazione sperimentale della costante termoelastica deve tenere in conto anche la frequenza di carico impiegata nella prova.

Per quanto riguarda la fase termoelastica (Figg. 8.7b, 8.8b), si evidenzia che il valore previsto dipende fortemente dalle proprietà termiche dei materiali analizzati. Ricordando la legge dell'effetto termoelastico, il segno negativo implica che la variazione di temperatura e le deformazioni del provino dovrebbero essere in fase opposta ($\pm 180^\circ$) se il $CTE > 0$ (come nel caso di GFRP o strato di resina superficiale) o in fase (0°) quando il $CTE < 0$ (cioè, lamine di CFRP in direzione longitudinale).

Per questo motivo, i compositi in GFRP hanno un comportamento molto più prevedibile, essendo il CTE sempre positivo. La Fig. 8.7b mostra come la fase termoelastica tenda a 180° anche per basse frequenze di carico, indipendentemente dalla presenza del RRL.

La fase termoelastica prevista per un laminato in CFRP dipende dalla presenza del RRL e dal layup scelto (Fig. 8.8b). Si può facilmente notare che le due curve che si riferiscono ai layup con una lamina longitudinale (0°) come prima lamina ($[0/45/-45/90]_s$, $[0/0/90]_s$) e senza resina superficiale (curve con linea continua blu e verde) tendono a posizionarsi in fase col carico 0° . Il minimo della fase termoelastica a basse frequenze è da attribuire ai fenomeni diffusivi lungo lo spessore. L'introduzione del RRL (curve tratteggiate blu e verde) fa sì che la fase tenda a 180° in condizioni puramente adiabatiche, che non sono raggiunte nemmeno nel caso della frequenza di carico più elevata (100 Hz).

Poiché le proprietà termiche trasversali delle lamine sono governate principalmente dalla resina, la presenza di due lamine superficiali trasversali (curve rosse) rende il comportamento della fase molto simile al caso del GFRP, a prescindere dalla presenza del RRL.

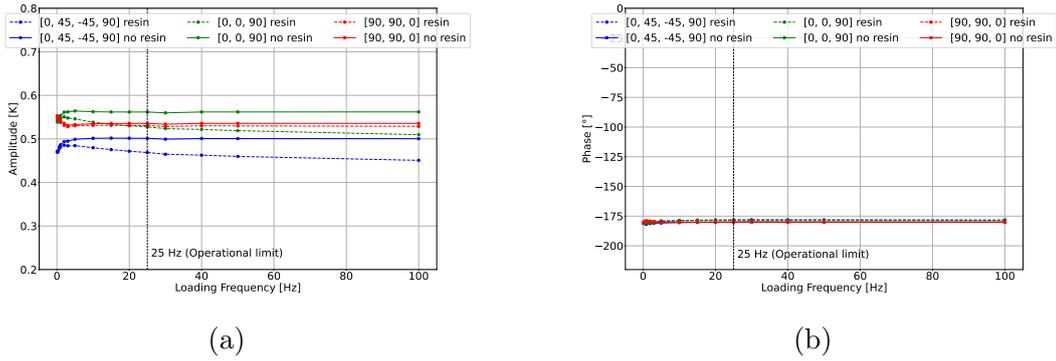


Figura 8.7: a) Ampiezza del segnale termoelastico e b) fase termoelastica per i provini GFRP al variare della frequenza di carico. Ogni colore si riferisce ad un layup differente.

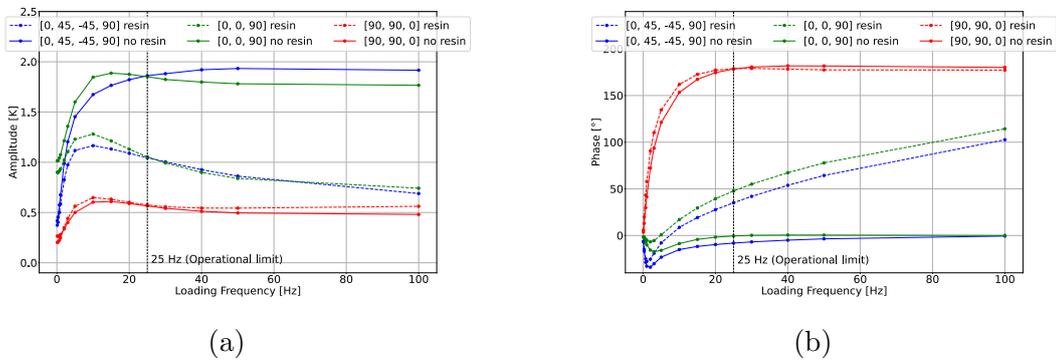


Figura 8.8: a) Ampiezza del segnale termoelastico e b) fase termoelastica per i provini GFRP al variare della frequenza di carico. Ogni colore si riferisce ad un layup differente.

L'ampiezza varia sensibilmente se si considera l'RRL superficiale, che causa un andamento decrescente dell'ampiezza valutata. L'attenuazione del segnale termoelastico, anche per valori di frequenza di carico più elevati, suggerisce che nemmeno nel caso del GFRP le condizioni adiabatiche siano interamente soddisfatte nel caso della presenza di RRL, anche se gli scambi termici e i gradienti di temperatura sono notevolmente inferiori rispetto al caso del CFRP.

Queste considerazioni portano alla conclusione che l'approccio di tipo strain witness, ovvero considerare lo strato di resina superficiale come unica sorgente termoelastica, non è completamente corretto nemmeno per un provino in GFRP, poiché il RRL potrebbe non essere completamente isolato termicamente rispetto alle lamine sottostanti (anche per spessori di RRL relativamente elevati come quelli impiegati in queste simulazioni, $RRL = 0.03 \text{ mm}$), come indica l'andamento decrescente della

temperatura con la frequenza di carico.

In assenza di RRL, la costanza dei valori dell'ampiezza termoelastica (linee continue) confermano che per i provini in GFRP le condizioni adiabatiche sono facilmente raggiungibili, anche per basse frequenze di carico. Quando si impiegano basse frequenze, l'aumento ($[90/90/0]_s$) o la diminuzione ($[0/+45/-45/90]_s$, $[0/0/90]_s$) della temperatura iniziale sono da attribuire a fenomeni diffusivi attraverso lo spessore.

L'ampiezza della temperatura nei provini in CFRP senza resina superficiale presenta variazioni praticamente trascurabili dopo 10-15 Hz. Questo risultato è coerente con il lavoro di Dunn [129], che ha condotto esperimenti su campioni di CFRP in cui lo strato superficiale di resina era stato precedentemente rimosso.

Si sottolinea inoltre che tutte le considerazioni sono fortemente influenzate dalle proprietà del materiale, che non sono ampiamente e facilmente disponibili per i materiali compositi.

8.2 Considerazioni finali e sviluppi futuri

In questo capitolo sono stati presentati i risultati ottenuti impiegando un modello numerico per l'analisi della sorgente termoelastica, basato sull'implementazione di una teoria termoelastica del primo ordine per materiali ortotropi. Il modello si è dimostrato in grado di simulare l'effetto termoelastico nei materiali compositi, utilizzando un modello di tipo bulk. Sono state eseguite numerose simulazioni su GFRP e CFRP e sono stati analizzati diversi layup.

I principali risultati possono essere riassunti come segue:

- Il raggiungimento delle condizioni di stazionarietà della temperatura avviene nei primissimi cicli di carico per le diverse lamine, indipendentemente dalla frequenza di carico utilizzata.
- Le simulazioni sono state ripetute considerando o rimuovendo uno strato superficiale ricco di resina (RRL) di 0.03 mm di spessore. La presenza di tale strato superficiale di resina influenza la propagazione termica lungo lo spessore, la distribuzione della temperatura e quindi le misure sulla superficie esterna. In generale, l'assenza di RRL facilita il raggiungimento delle condizioni

adiabatiche, che non vengono completamente raggiunte nemmeno per valori di molto frequenza elevati, quando invece è considerato nell'analisi. Infatti, le differenze nelle proprietà termiche della resina e delle lamine portano a un'attenuazione del segnale termoelastico misurato.

- L'attenuazione del segnale con la frequenza di carico, soprattutto per il CFRP, esclude la possibilità di utilizzare un approccio di tipo strain witness. Tuttavia, lo stesso andamento decrescente della temperatura è stato riscontrato per il GFRP, anche se le minori variazioni di temperatura rendono l'approccio strain witness ancora in parte accurato. Questa evidenza conferma l'importanza di considerare l'influenza della frequenza di carico impiegata quando si esegue una calibrazione sperimentale.
- Lo strumento sviluppato consente di stimare la distribuzione della temperatura all'interno del materiale. A causa delle diverse proprietà termiche delle lamine, la sorgente di calore termoelastica è rappresentata da una funzione a gradini. Nella maggior parte dei casi, la natura discreta di tale sorgente di calore non si riflette sulla distribuzione termica nello spessore. Solo nel caso di assenza di RRL, le condizioni adiabatiche sono soddisfatte per frequenze comprese nell'intervallo di operatività sperimentale.
- In uno scenario puramente adiabatico, il segnale termoelastico può essere in fase o in opposizione di fase con il carico applicato, in funzione del segno del coefficiente di espansione termica (CTE). La fase termoelastica può essere utilizzata come indicatore di quanto il materiale sia vicino alle condizioni adiabatiche. Infatti, aumentando la frequenza di carico, i valori della fase tendono a quelli previsti teoricamente (0° se $CTE < 0$, 180° se $CTE > 0$).
- I diversi layup influenzano la risposta termoelastica, soprattutto nel caso del CFRP, poiché le proprietà termiche variano notevolmente passando dalla direzione longitudinale alla trasversale. In particolare, la presenza di più lamine trasversali (come nel layup $[90/90/0]_s$) consente di ottenere valori di fase prossimi ai valori teorici, avvicinandosi ai 180° , (curva rossa in Fig. 8.8) riducendo le differenze fra il caso con RRL e quello senza RRL, grazie alla minore differenza delle proprietà termiche.

Quindi, in conclusione, il modello numerico sviluppato fornisce uno strumento per valutare l'effetto delle proprietà del materiale, della geometria e del carico sul segnale termoelastico e può essere utilizzato per la calibrazione di setup sperimentali di TSA per i materiali compositi.

Sviluppi futuri prevedono l'ampliamento del modello, includendo ulteriori caratteristiche quali l'introduzione di fenomeni dissipativi, e la validazione sperimentale.

Conclusioni e sviluppi futuri

9.1 Conclusioni

In questo lavoro di tesi sono stati presentati i risultati di indagini sperimentali e numeriche, condotte mediante la tecnica sperimentale Thermoelastic Stress Analysis, nonché i fondamenti teorici della legge dell'effetto termoelastico.

Sono state condotte diverse campagne sperimentali, con l'obiettivo di analizzare diversi campi di applicazione della tecnica, ottenendo risultati significativi.

La prima indagine condotta ha riguardato l'applicazione del metodo termoelastico per lo studio di provini in acciaio AISI 304L di tipo Single Edge Notched Tension (SENT) aventi una cricca. L'influenza del difetto sullo stato tensionale si riflette parimenti sulla distribuzione di temperatura. Come prima cosa, è stato effettuato un confronto fra diversi metodi di determinazione della posizione dell'apice della cricca, dimostrando che il metodo iterativo del *pattern-search method* risulta essere il più efficiente ed accurato. Inoltre, una volta nota la posizione dell'apice della cricca, l'operazione di Least Squares Fitting (LSF) della serie di Williams ha consentito una ricostruzione molto accurata delle isopache termoelastiche, oltre a fornire un metodo efficace per la valutazione del fattore di intensificazione degli sforzi (*Stress Intensity Factor* - SIF) e per la scomposizione delle tensioni principali. Tuttavia, uno studio di sensibilità del LSF ai parametri di input ha mostrato che il calcolo del SIF risulta fortemente influenzato dalla scelta dell'area di fitting e dal numero di termini dello sviluppo in serie di Williams considerati. Infine, grazie alla separazione delle componenti di tensione è stato possibile calcolare il J-Integral, espresso come integrale di dominio.

È stato successivamente effettuato un confronto fra il comportamento di una termocamera avente sensore fotonico (FLIR X6540sc) ed una termocamera più economica, a sensore microbolometrico (FLIR A655sc). L'utilizzo di sensori microbolo-

metrici in TSA è generalmente limitato per via della attenuazione del segnale di temperatura acquisito a frequenze elevate. Il confronto dei segnali acquisiti dalle due termocamere su provini di trazione (*dogbone*) ha consentito di derivare una legge di calibrazione (specifica per il modello di termocamera impiegato) per valutare un coefficiente correttivo per tenere conto della suddetta attenuazione; l'utilizzo della termocamera microbolometrica unita al metodo di calibrazione su un provino SENT con cricca ha consentito di effettuare valutazioni quantitative del fattore di intensificazione delle tensioni.

Analizzando la propagazione di una cricca in un provino SENT (soggetto a carichi di fatica con rapporto di carico $R = 0$), è stato possibile studiare approfonditamente il fenomeno della *crack-closure*. I test hanno dimostrato che la TSA è una tecnica molto sensibile alla presenza di questo fenomeno. In particolare, sono state riscontrate *features* caratteristiche della *crack-closure* analizzando le mappe di ampiezza e fase della seconda armonica. Come è stato dimostrato per mezzo di una semplice simulazione, durante una prova di fatica, il carico esercitato sui fianchi della cricca è caratterizzato da una forma d'onda con una componente armonica significativa al doppio della frequenza di carico, che influenza anche lo stato tensionale all'apice del difetto. Questa modulazione caratteristica lascia un'impronta nelle mappe di ampiezza e fase della seconda armonica. Nello specifico, analizzando la mappa di ampiezza della seconda armonica sono state riscontrate due aree caratterizzate da un elevato segnale termoelastico (una in corrispondenza dell'apice e l'altra alle spalle dell'apice della cricca), con una forma che ricorda quella di una tartaruga. Nella mappa di fase, invece, è stato identificato uno sfasamento di 180° in corrispondenza dell'apice della cricca.

È stato successivamente analizzato un altro provino in cui, durante la propagazione della cricca, è stato applicato un sovraccarico. La differente estensione della zona di contatto nei fianchi della cricca per via della plasticizzazione indotta dal sovraccarico è stata identificata con successo per mezzo delle analisi termografiche, confermando le potenzialità del metodo nelle applicazioni di monitoraggio di *crack-closure*.

Una cospicua parte di attività è stata poi dedicata allo studio di provini in acciaio C45, testati con un protocollo di prova di tipo *stepwise* con due diversi rapporti di carico, $R = 0.1$ e $R = -1$. L'analisi delle metriche termoelastiche di ampiezza e

fase di prima e seconda armonica è stata condotta al fine di identificare la presenza di fenomeni dissipativi. È stata riscontrata una migliore capacità delle metriche di seconda armonica di identificare fenomeni dissipativi, rispetto alle controparti alla prima armonica. Si è visto, infatti, che il contenuto armonico della dissipazione (in particolare nel caso di $R = -1$) è caratterizzato da una componente armonica significativa al doppio della frequenza di carico. La presenza concomitante di un effetto termoelastico alla seconda armonica (effetto termoelastico del secondo ordine) e di fenomeni dissipativi modulati secondo angoli di fase differenti, genera una peculiare distribuzione bimodale nella fase della seconda armonica; quando l'effetto della dissipazione diventa preponderante, la distribuzione si sposta verso un andamento unimodale.

Infine, sono stati presentati i risultati ottenuti impiegando un modello numerico alla mesoscala per l'analisi della sorgente termoelastica in materiali ortotropi (materiali compositi a matrice polimerica). Per via dell'anisotropia del materiale, ogni lamina agisce come una differente sorgente di effetto termoelastico, inducendo variazioni di temperatura e scambi di calore lungo lo spessore. Sono state effettuate molteplici analisi confrontando la risposta di due materiali costituenti le lamine (GFRP e CFRP) al variare di frequenza di carico, layup, presenza di uno strato superficiale di resina (*Resin-Rich-Layer* - RRL). L'indagine numerica ha confermato che l'elevata anisotropia delle fibre di carbonio (e quindi la distribuzione di sorgenti termiche differenti lungo lo spessore del materiale) unita alla maggiore conducibilità termica genera scambi di calore lungo lo spessore del laminato, che rendono difficilmente interpretabili i risultati sperimentali. Il raggiungimento delle condizioni di adiabaticità si verifica soltanto per valori di frequenze di carico piuttosto elevati. Nel caso in cui sia presente uno strato superficiale di resina, gli scambi termici con il laminato sottostante attenuano la risposta termoelastica complessiva e ostacolano il raggiungimento delle condizioni adiabatiche.

9.2 Sviluppi futuri

Gli studi condotti durante questo lavoro di tesi possono essere ulteriormente approfonditi ed ampliati; in particolare, saranno oggetto di studi futuri le seguenti

tematiche:

- Sfruttando il metodo di calibrazione del segnale termoelastico presentato, utilizzare sensori microbolometrici ultra economici per effettuare valutazioni qualitative e quantitative del segnale termoelastico.
- Estendere l'approccio presentato per il calcolo del J-Integral al caso dei materiali anisotropi.
- Variare il rapporto di carico R fino ad ottenere una condizione priva di crack-closure per isolare eventuali fenomeni dissipativi all'apice della cricca.
- Ricercare la presenza della dissipazione in materiali che presentino effetti termoelastici del secondo ordine significativi, come alluminio e titanio.
- Ampliare il modello numerico sviluppato, introducendo fenomeni dissipativi e disomogeneità nella distribuzione della resina e utilizzare l'implementazione della legge dell'effetto termoelastico per condurre un'indagine alla microscala. Infine, procedere alla validazione sperimentale.

Bibliografia

- [1] R. Gade and T. B. Moeslund, “Thermal cameras and applications: a survey,” *Machine vision and applications*, vol. 25, no. 1, pp. 245–262, 2014.
- [2] I. Jimenez Fortunato, *Development and Integration of Full-Field Imaging Techniques for Assessment of Composite Structures*. PhD thesis, University of Southampton, 2021.
- [3] R. De Finis, D. Palumbo, M. Da Silva, and U. Galietti, “Is the temperature plateau of a self-heating test a robust parameter to investigate the fatigue limit of steels with thermography?,” *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, vol. 41, no. 4, pp. 917–934, 2018.
- [4] T. L. Anderson, *Fracture mechanics: fundamentals and applications*. CRC press, 2017.
- [5] R. Pippin and A. Hohenwarter, “Fatigue crack closure: a review of the physical phenomena,” *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, vol. 40, no. 4, pp. 471–495, 2017.
- [6] R. M. Jones, *Mechanics of composite materials*. CRC press, 2018.
- [7] G. Pitarresi and E. Patterson, “A review of the general theory of thermoelastic stress analysis,” *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, vol. 38, no. 5, pp. 405–417, 2003.
- [8] N. F. Enke, “An enhanced theory for thermographic stress analysis of isotropic materials,” in *Stress and Vibration: Recent Developments in Industrial Measurement and Analysis*, vol. 1084, pp. 84–102, International Society for Optics and Photonics, 1989.
- [9] J. Lemaitre and J.-L. Chaboche, *Mechanics of solid materials*. Cambridge university press, 1994.
- [10] A. Chrysochoos and H. Louche, “An infrared image processing to analyse the calorific effects accompanying strain localisation,” *International journal of engineering science*, vol. 38, no. 16, pp. 1759–1788, 2000.
- [11] T. Boulanger, A. Chrysochoos, C. Mabru, and A. Galtier, “Calorimetric analysis of dissipative and thermoelastic effects associated with the fatigue behavior of steels,” *International Journal of Fatigue*, vol. 26, no. 3, pp. 221–229, 2004.

- [12] A. Chrysochoos, B. Berthel, F. Latourte, A. Galtier, S. Pagano, and B. Watrisse, “Local energy analysis of high-cycle fatigue using digital image correlation and infrared thermography,” *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, vol. 43, no. 6, pp. 411–422, 2008.
- [13] A. Wong, R. Jones, and J. Sparrow, “Thermoelastic constant or thermoelastic parameter?,” *Journal of Physics and chemistry of solids*, vol. 48, no. 8, pp. 749–753, 1987.
- [14] A. Wong, J. Sparrow, and S. Dunn, “On the revised theory of the thermoelastic effect,” *Journal of Physics and chemistry of solids*, vol. 49, no. 4, pp. 395–400, 1988.
- [15] S. Dunn, “Using nonlinearities for improved stress analysis by thermoelastic techniques,” 1997.
- [16] J. Eaton-Evans, J. Dulieu-Barton, E. Little, and I. Brown, “Thermoelastic studies on nitinol stents,” *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, vol. 41, no. 7, pp. 481–495, 2006.
- [17] G. Meneghetti, “Analysis of the fatigue strength of a stainless steel based on the energy dissipation,” *International Journal of Fatigue*, vol. 29, no. 1, pp. 81–94, 2007.
- [18] F. Maquin and F. Pierron, “Heat dissipation measurements in low stress cyclic loading of metallic materials: From internal friction to micro-plasticity,” *Mechanics of Materials*, vol. 41, no. 8, pp. 928–942, 2009.
- [19] R. Barbagallo, G. Fargione, F. Giudice, and G. La Rosa, “Thermographic-dic approach in fatigue behaviour analysis,” in *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, vol. 1038, p. 012050, IOP Publishing, 2021.
- [20] R. Peyroux, A. Chrysochoos, C. Licht, and M. Löbel, “Thermomechanical couplings and pseudoelasticity of shape memory alloys,” *International Journal of Engineering Science*, vol. 36, no. 4, pp. 489–509, 1998.
- [21] P. Seelan, J. Dulieu-Barton, and F. Pierron, “Microstructural assessment of 316l stainless steel using infrared thermography based measurement of energy dissipation arising from cyclic loading,” *Mechanics of Materials*, vol. 148, p. 103455, 2020.
- [22] C. Bubulinca, X. Balandraud, M. Grédiac, S. Stanciu, and M. Abrudeanu, “Characterization of the mechanical dissipation in shape-memory alloys during stress-induced phase transformation,” *Journal of Materials Science*, vol. 49, no. 2, pp. 701–709, 2014.
- [23] B. Atzori and G. Meneghetti, “Energy Dissipation in Low Cycle Fatigue of Austempered Ductile Irons,” in *5th International Conference on Low Cycle Fatigue*, 2003.
- [24] D. Shiozawa, T. Inagawa, T. Washio, and T. Sakagami, “Accuracy improvement in dissipated energy measurement by using phase information,” *Measurement Science and Technology*, vol. 28, no. 4, p. 044004, 2017.

- [25] R. De Finis, D. Palumbo, and U. Galietti, “A multianalysis thermography-based approach for fatigue and damage investigations of ASTM A182 F6NM steel at two stress ratios,” *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, vol. 42, no. 1, pp. 267–283, 2019.
- [26] J. Krapez, D. Pacou, and G. Gardette, “Lock-in thermography and fatigue limit of metals,” *Quant Infrared Thermogr*, vol. 5, pp. 277–282, 2000.
- [27] G. Meneghetti and M. Ricotta, “Estimating the intrinsic dissipation using the second harmonic of the temperature signal in tension-compression fatigue: Part I. theory,” *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 2021.
- [28] R. De Finis, D. Palumbo, and U. Galietti, “On the relationship between mechanical energy rate and heat dissipated rate during fatigue for a c45 steel depending on stress ratio,” *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, vol. 44, no. 10, pp. 2781–2799, 2021.
- [29] M. L. Williams, “On the stress distribution at the base of a stationary crack,” 1957.
- [30] K. Ramesh, S. Gupta, and A. A. Kelkar, “Evaluation of stress field parameters in fracture mechanics by photoelasticity—revisited,” *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 56, no. 1, pp. 25–45, 1997.
- [31] J. R. Rice, “A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks,” 1968.
- [32] Elber W, “Fatigue Crack Closure Under Cyclic Tension,” *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 2, no. 1, pp. 37–44, 1970.
- [33] D. S. Dugdale, “Yielding of steel sheets containing slits,” *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 8, no. 2, pp. 100–104, 1960.
- [34] J. C. Newman, “A crack opening stress equation for fatigue crack growth,” *International Journal of Fracture*, vol. 24, no. 4, pp. 131–135, 1984.
- [35] R. Potter and L. Greaves, “The application of thermoelastic stress analysis techniques to fibre composites,” in *Optomechanical systems engineering*, vol. 817, pp. 134–146, International Society for Optics and Photonics, 1987.
- [36] P. Stanley and W. Chan, “The application of thermoelastic stress analysis techniques to composite materials,” *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, vol. 23, no. 3, pp. 137–143, 1988.
- [37] D. Mountain and J. Webber, “Stress pattern analysis by thermal emission (spate),” in *4th European Electro-Optics Conf*, vol. 164, pp. 189–196, SPIE, 1979.
- [38] J. R. Lesniak and B. R. Boyce, “A high-speed differential thermographic camera,” in *SEM Spring Conference Proceedings, Baltimore, Maryland*, pp. 491–497, 1994.

- [39] P. Bremond and P. Potet, “Lock-in thermography: a tool to analyze and locate thermomechanical mechanisms in materials and structures,” in *Thermosense XXIII*, vol. 4360, pp. 560–566, International Society for Optics and Photonics, 2001.
- [40] G. Pitarresi, “Lock-in signal post-processing techniques in infra-red thermography for materials structural evaluation,” *Experimental Mechanics*, vol. 55, no. 4, pp. 667–680, 2015.
- [41] G. Pitarresi, L. D’Acquisto, and A. Siddiolo, “Thermoelastic stress analysis by means of an infrared scanner and a two-dimensional fast fourier transform-based lock-in technique,” *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, vol. 43, no. 6, pp. 493–506, 2008.
- [42] U. Galietti, D. Modugno, and L. Spagnolo, “A novel signal processing method for tsa applications,” *Measurement science and technology*, vol. 16, no. 11, p. 2251, 2005.
- [43] “Fourier transforms (scipy.fft).”
- [44] G. Pitarresi, “Evaluation of lock-in signal data processing procedures for thermoelastic stress analysis,” in *BSSM 14th International Conference on Advances in Experimental Mechanics*, 2019.
- [45] J. Thompson and D. Tree, “Leakage error in fast fourier analysis,” *Journal of Sound and Vibration*, vol. 71, no. 4, pp. 531–544, 1980.
- [46] MATLAB, *version 7.10.0 (R2010a)*. Natick, Massachusetts: The MathWorks Inc., 2010.
- [47] M. Smith, *ABAQUS/Standard User’s Manual, Version 6.9*. United States: Dassault Systèmes Simulia Corp, 2009.
- [48] G. Van Rossum and F. L. Drake, *Python 3 Reference Manual*. Scotts Valley, CA: CreateSpace, 2009.
- [49] R. Tomlinson, A. Nurse, and E. Patterson, “On determining stress intensity factors for mixed mode cracks from thermoelastic data,” *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, vol. 20, no. 2, pp. 217–226, 1997.
- [50] F. Diaz, E. Patterson, R. Tomlinson, and J. Yates, “Measuring stress intensity factors during fatigue crack growth using thermoelasticity,” *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, vol. 27, no. 7, pp. 571–583, 2004.
- [51] F. Díaz, J. Vasco-Olmo, E. López-Alba, L. Felipe-Sesé, A. Molina-Viedma, and D. Nowell, “Experimental evaluation of effective stress intensity factor using thermoelastic stress analysis and digital image correlation,” *International Journal of Fatigue*, p. 105567, 2020.
- [52] S. Lin, Z. Feng, and R. Rowlands, “Thermoelastic determination of stress intensity factors in orthotropic composites using the j-integral,” *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 56, no. 4, pp. 579–592, 1997.

- [53] R. Haj-Ali, B.-S. Wei, S. Johnson, and R. El-Hajjar, “Thermoelastic and infrared-thermography methods for surface strains in cracked orthotropic composite materials,” *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 75, no. 1, pp. 58–75, 2008.
- [54] S.-H. Ju, J. Lesniak, and B. Sandor, “Numerical simulation of stress intensity factors via the thermoelastic technique,” *Experimental mechanics*, vol. 37, no. 3, pp. 278–284, 1997.
- [55] M. Zanganeh, R. Tomlinson, and J. Yates, “T-stress determination using thermoelastic stress analysis,” *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, vol. 43, no. 6, pp. 529–537, 2008.
- [56] R. Vieira, G. Gonzáles, and J. Freire, “Determining stress intensity factors using hybrid thermoelastic analysis,” in *Residual Stress, Thermomechanics & Infrared Imaging, Hybrid Techniques and Inverse Problems, Volume 9*, pp. 37–45, Springer, 2017.
- [57] G. Pitarresi, M. Ricotta, and G. Meneghetti, “Investigation of the crack tip stress field in a stainless steel sent specimen by means of thermoelastic stress analysis,” *Procedia Structural Integrity*, vol. 18, pp. 330–346, 2019.
- [58] N. Rajic and D. Rowlands, “Thermoelastic stress analysis with a compact low-cost microbolometer system,” *Quantitative InfraRed Thermography Journal*, vol. 10, no. 2, pp. 135–158, 2013.
- [59] N. Rajic and C. Brooks, “Automated crack detection and crack growth rate measurement using thermoelasticity,” *Procedia Engineering*, vol. 188, pp. 463–470, 2017.
- [60] J. Thatcher, D. Crump, C. Devivier, P. Bailey, and J. Dulieu-Barton, “Low cost infrared thermography for automated crack monitoring in fatigue testing,” *Optics and Lasers in Engineering*, vol. 126, p. 105914, 2020.
- [61] M. Weihrauch, C. Middleton, R. Greene, and E. Patterson, “Low-cost thermoelastic stress analysis,” in *Residual Stress, Thermomechanics & Infrared Imaging and Inverse Problems, Volume 6*, pp. 15–19, Springer, 2020.
- [62] I. Jiménez-Fortunato, D. Bull, J. Dulieu-Barton, and O. Thomsen, “Towards integrating imaging techniques to assess manufacturing features and in-service damage in composite components,” in *Residual Stress, Thermomechanics & Infrared Imaging, Hybrid Techniques and Inverse Problems, Volume 7*, pp. 97–100, Springer, 2019.
- [63] T. Sakagami, S. Kubo, Y. Fujinami, and Y. Kojima, “Experimental stress separation technique using thermoelasticity and photoelasticity and its application to fracture mechanics,” *JSME International Journal Series A Solid Mechanics and Material Engineering*, vol. 47, no. 3, pp. 298–304, 2004.
- [64] G. Catalanotti, P. Camanho, J. Xavier, C. Dávila, and A. Marques, “Measurement of resistance curves in the longitudinal failure of composites using digital image correlation,” *Composites Science and Technology*, vol. 70, no. 13, pp. 1986–1993, 2010.

- [65] R. Cappello, G. Pitarresi, J. Xavier, and G. Catalanotti, “Experimental determination of mode i fracture parameters in orthotropic materials by means of digital image correlation,” *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, vol. 108, p. 102663, 2020.
- [66] C. Shih, B. Moran, and T. Nakamura, “Energy release rate along a three-dimensional crack front in a thermally stressed body,” *International Journal of fracture*, vol. 30, no. 2, pp. 79–102, 1986.
- [67] P. Stanley and W. Chan, “The determination of stress intensity factors and crack-tip velocities from thermoelastic infra-red emissions,” *Fatigue of Engineering Materials and Structures.*, vol. 1, pp. 105–114, 1986.
- [68] A. Vivekanandan and K. Ramesh, “Study of interaction effects of asymmetric cracks under biaxial loading using digital photoelasticity,” *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, vol. 99, pp. 104–117, 2019.
- [69] M. S. Reddy, K. Ramesh, and A. Thiyagarajan, “Evaluation of mode-i sif, t-stress and j-integral using displacement data from digital image correlation–revisited,” *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, vol. 96, pp. 146–159, 2018.
- [70] G. Pitarresi, R. Cappello, and G. Catalanotti, “Quantitative thermoelastic stress analysis by means of low-cost setups,” *Optics and Lasers in Engineering*, vol. 134, p. 106158, 2020.
- [71] M. Zanganeh, P. Lopez-Crespo, Y. Tai, and J. Yates, “Locating the crack tip using displacement field data: a comparative study,” *Strain*, vol. 49, no. 2, pp. 102–115, 2013.
- [72] R. J. Sanford and J. W. Dally, “A general method for determining mixed-mode stress intensity factors from isochromatic fringe patterns,” *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 11, no. 4, pp. 621–633, 1979.
- [73] S. Yoneyama, T. Ogawa, and Y. Kobayashi, “Evaluating mixed-mode stress intensity factors from full-field displacement fields obtained by optical methods,” *Engineering fracture mechanics*, vol. 74, no. 9, pp. 1399–1412, 2007.
- [74] J. A. Nelder and R. Mead, “A simplex method for function minimization,” *The computer journal*, vol. 7, no. 4, pp. 308–313, 1965.
- [75] M. Pacey, M. James, and E. Patterson, “Photoelastic study of plasticity induced crack wake contact stresses in polycarbonate specimens,” in *Fatigue’99: Seventh International Fatigue Congress*, pp. 2819–2824, 1999.
- [76] F. Diaz, J. Yates, and E. Patterson, “Some improvements in the analysis of fatigue cracks using thermoelasticity,” *International Journal of Fatigue*, vol. 26, no. 4, pp. 365–376, 2004.
- [77] R. Hooke and T. A. Jeeves, “‘direct search’ solution of numerical and statistical problems,” *Journal of the ACM (JACM)*, vol. 8, no. 2, pp. 212–229, 1961.

- [78] F. Ancona, D. Palumbo, R. De Finis, G. Demelio, and U. Galietti, “Automatic procedure for evaluating the paris law of martensitic and austenitic stainless steels by means of thermal methods,” *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 163, pp. 206–219, 2016.
- [79] R. A. Tomlinson and E. A. Patterson, “Examination of crack tip plasticity using thermoelastic stress analysis,” in *Thermomechanics and Infra-Red Imaging, Volume 7*, pp. 123–129, Springer, 2011.
- [80] G. Irwin, “Plastic zone near a crack and fracture toughness,” 1960.
- [81] N. Rajic and N. Street, “A performance comparison between cooled and uncooled infrared detectors for thermoelastic stress analysis,” *Quantitative InfraRed Thermography Journal*, vol. 11, no. 2, pp. 207–221, 2014.
- [82] I. Jiménez-Fortunato1a, D. Bull, J. Dulieu-Barton, and O. Thomsen, “Towards developing a calibration technique to apply tsa with micro-bolometers,” in *BSSM 13th International Conference on Advances in Experimental Mechanics*, pp. 10–11, 2018.
- [83] A. K. Vasudeven, K. Sadananda, and N. Louat, “A review of crack closure, fatigue crack threshold and related phenomena,” *Materials Science and Engineering A*, vol. 188, no. 1-2, pp. 1–22, 1994.
- [84] S. Stoychev and D. Kujawski, “Methods for crack opening load and crack tip shielding determination: A review,” *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, vol. 26, no. 11, pp. 1053–1067, 2003.
- [85] N. Louat, K. Sadananda, M. Duesbery, and A. K. Vasudevan, “A theoretical evaluation of crack closure,” *Metallurgical Transactions A*, vol. 24, no. 10, pp. 2225–2232, 1993.
- [86] E. P. Phillips, “Results of the second round robin on opening-load measurement. NASA Technical Memorandum 109032,” *Langley Research Center, Hampton, VA*, 1993.
- [87] M. N. James, M. N. Pacey, L. W. Wei, and E. A. Patterson, “Characterisation of plasticity-induced closure - crack flank contact force versus plastic enclave,” *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 70, no. 17, pp. 2473–2487, 2003.
- [88] D. Nowell and P. F. De Matos, “Application of digital image correlation to the investigation of crack closure following overloads,” *Procedia Engineering*, vol. 2, no. 1, pp. 1035–1043, 2010.
- [89] J. H. Song and Y. I. Chung, “A review of crack closure measurement by compliance technique and the normalized-extended ASTM method as a currently most refined, practical and simple one,” *Procedia Engineering*, vol. 2, no. 1, pp. 777–786, 2010.
- [90] M. N. Pacey, M. N. James, and E. A. Patterson, “A new photoelastic model for studying fatigue crack closure,” *Experimental Mechanics*, vol. 45, no. 1, pp. 42–52, 2005.

- [91] F. Yusof, P. Lopez-Crespo, and P. J. Withers, “Effect of overload on crack closure in thick and thin specimens via digital image correlation,” *International Journal of Fatigue*, vol. 56, pp. 17–24, 2013.
- [92] P. Lopez-Crespo, A. Shterenlikht, J. R. Yates, E. A. Patterson, and P. J. Withers, “Some experimental observations on crack closure and crack-tip plasticity,” *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, vol. 32, no. 5, pp. 418–429, 2009.
- [93] J. Carroll, C. Efstathiou, J. Lambros, H. Sehitoglu, B. Hauber, S. Spottswood, and R. Chona, “Investigation of fatigue crack closure using multiscale image correlation experiments,” *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 76, no. 15, pp. 2384–2398, 2009.
- [94] D. Nowell, R. J. H. Paynter, and P. F. P. De Matos, “Optical methods for measurement of fatigue crack closure: moiré interferometry and digital image correlation,” *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, vol. 33, no. 12, pp. 778–790, 2010.
- [95] M. C. Casperson, J. D. Carroll, J. Lambros, H. Sehitoglu, and R. H. Dodds, “Investigation of thermal effects on fatigue crack closure using multiscale digital image correlation experiments,” *International Journal of Fatigue*, vol. 61, pp. 10–20, 2014.
- [96] J. Bär, A. Vshivkov, and O. Plekhov, “Combined lock-in thermography and heat flow measurements for analysing heat dissipation during fatigue crack propagation,” *Frattura ed Integrità Strutturale*, vol. 34, pp. 456–465, 2015.
- [97] J. Bär and R. Urbanek, “Determination of dissipated energy in fatigue crack propagation experiments with lock-in thermography,” *Frattura ed Integrità Strutturale*, vol. 13, no. 48, pp. 563–570, 2019.
- [98] R. Urbanek and J. Bär, “Thermographic Image Analysis of Fatigue Crack Propagation in a High-Alloyed Steel under usage of discrete fourier transformation and rigid body motion compensation,” *Procedia Structural Integrity*, vol. 2, pp. 2097–2104, 2016.
- [99] J. Bär and S. Seifert, “Thermographic investigation of fatigue crack propagation in a high-alloyed steel,” *Advanced Materials Research*, vol. 891-892, pp. 936–941, 2014.
- [100] R. Jones and S. Pitt, “An experimental evaluation of crack face energy dissipation,” *International Journal of Fatigue*, vol. 28, no. 12, pp. 1716–1724, 2006.
- [101] F. Ancona, R. De Finis, G. Demelio, U. Galietti, and D. Palumbo, “Study of the plastic behavior around the crack tip by means of thermal methods,” *Procedia Structural Integrity*, vol. 2, pp. 2113–2122, 2016.
- [102] M. P. Luong, “Fatigue limit evaluation of metals using an infrared thermographic technique,” *Mechanics of materials*, vol. 28, no. 1-4, pp. 155–163, 1998.

- [103] G. La Rosa and A. Risitano, “Thermographic methodology for rapid determination of the fatigue limit of materials and mechanical components,” *International Journal of Fatigue*, vol. 22, no. 1, pp. 65–73, 2000.
- [104] C. Colombo and L. Vergani, “Thermographic applications for the rapid estimation of fatigue limit,” *Procedia Structural Integrity*, vol. 24, pp. 658–666, 2019.
- [105] C. Colombo, M. Sansone, L. Patriarca, and L. Vergani, “Rapid estimation of fatigue limit for C45 steel by thermography and digital image correlation,” *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, 2020.
- [106] M. Ricotta, G. Meneghetti, B. Atzori, G. Risitano, and A. Risitano, “Comparison of experimental thermal methods for the fatigue limit evaluation of a stainless steel,” *Metals*, vol. 9, no. 6, 2019.
- [107] F. Giudice, G. La Rosa, G. Fargione, and R. Barbagallo, “Fatigue limit assessment by energetic analyses in static and cyclic tensile tests,” *Procedia Structural Integrity*, vol. 24, pp. 706–711, 2019.
- [108] S. Guo, X. Liu, H. Zhang, Z. Yan, Z. Zhang, and H. Fang, “Thermographic study of az31b magnesium alloy under cyclic loading: Temperature evolution analysis and fatigue limit estimation,” *Materials*, vol. 13, no. 22, p. 5209, 2020.
- [109] P. Corigliano, F. Cucinotta, E. Guglielmino, G. Risitano, and D. Santonocito, “Fatigue assessment of a marine structural steel and comparison with Thermographic Method and Static Thermographic Method,” *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, vol. 43, no. 4, pp. 734–743, 2020.
- [110] A. Lipski, “Change of Specimen Temperature during the Monotonic Tensile Test and Correlation between the Yield Strength and Thermoelasto-Plastic Limit Stress on the Example of Aluminum Alloys,” *Materials*, vol. 14, no. 1, 2021.
- [111] C. Colombo, L. Vergani, and M. Burman, “Static and fatigue characterisation of new basalt fibre reinforced composites,” *Composite Structures*, vol. 94, pp. 1165–1174, feb 2012.
- [112] A. Risitano and G. Risitano, “Determining fatigue limits with thermal analysis of static traction tests,” *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, vol. 36, no. 7, pp. 631–639, 2013.
- [113] R. De Finis, D. Palumbo, F. Ancona, and U. Galietti, “Fatigue limit evaluation of various martensitic stainless steels with new robust thermographic data analysis,” *International Journal of Fatigue*, vol. 74, pp. 88–96, may 2015.
- [114] Q. Guo, X. Guo, J. Fan, R. Syed, and C. Wu, “An energy method for rapid evaluation of high-cycle fatigue parameters based on intrinsic dissipation,” *International Journal of Fatigue*, vol. 80, pp. 136–144, 2015.
- [115] D. Palumbo and U. Galietti, “Thermoelastic Phase Analysis (TPA): a new method for fatigue behaviour analysis of steels,” *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, vol. 40, no. 4, pp. 523–534, 2017.

- [116] R. Urbanek and J. Bär, “Evaluation of the Thermo-Elastic Behavior of a High-alloyed Steel by Fourier Transformation based Lock-In-Thermography,” in *Proceedings of QIRT 2018, 14th Quantitative InfraRed Thermography Conference, 25 – 29 June 2018, Berlin, Germany*, no. 3, pp. 941–950, 2018.
- [117] D. Shiozawa, T. Inagawa, T. Washio, and T. Sakagami, “Fatigue limit estimation of stainless steels with new dissipated energy data analysis,” *Procedia Structural Integrity*, vol. 2, pp. 2091–2096, 2016.
- [118] S. Quinn, J. Dulieu-Barton, and J. Langlands, “Progress in thermoelastic residual stress measurement,” *Strain*, vol. 40, no. 3, pp. 127–133, 2004.
- [119] R. De Finis, D. Palumbo, A. Pirinu, A. Saponaro, F. Panella, R. Nobile, and U. Galietti, “Fatigue behaviour assessment of C45 steel by means of energy-based methods,” in *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, vol. 1038, p. 012015, IOP Publishing, 2021.
- [120] J. Bär, L. Seilnacht, and R. Urbanek, “Determination of dissipated energies during fatigue tests on copper and aa7475 with infrared thermography,” *Procedia Structural Integrity*, vol. 17, pp. 308–315, 2019.
- [121] J. Bär and R. Urbanek, “Determination of dissipated energy in fatigue crack propagation experiments with lock-in thermography,” *Frattura ed Integrità Strutturale*, vol. 13, no. 48, pp. 563–570, 2019.
- [122] D. Palumbo, R. De Finis, F. Ancona, and U. Galietti, “Damage monitoring in fracture mechanics by evaluation of the heat dissipated in the cyclic plastic zone ahead of the crack tip with thermal measurements,” *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 181, pp. 65–76, 2017.
- [123] R. De Finis, D. Palumbo, and U. Galietti, “Mechanical Behaviour of Stainless Steels under Dynamic Loading: An Investigation with Thermal Methods,” *Journal of Imaging*, vol. 2, no. 4, 2016.
- [124] R. De Finis, D. Palumbo, and U. Galietti, “Evaluation of damage in composites by using thermoelastic stress analysis: a promising technique to assess the stiffness degradation,” *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, vol. 43, no. 9, pp. 2085–2100, 2020.
- [125] R. De Finis, D. Palumbo, and U. Galietti, “An experimental procedure based on infrared thermography for the assessment of crack density in quasi-isotropic cfrp,” *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 258, p. 108108, 2021.
- [126] A. Wong, “A non-adiabatic thermoelastic theory for composite laminates,” *Journal of Physics and chemistry of solids*, vol. 52, no. 3, pp. 483–494, 1991.
- [127] C. E. Bakis and K. L. Reifsnider, “The adiabatic thermoelastic effect in laminated fiber composites,” *Journal of composite materials*, vol. 25, no. 7, pp. 809–830, 1991.
- [128] D. Van Hemelrijck, L. Schillemans, A. Cardon, and A. Wong, “The effects of motion on thermoelastic stress analysis,” *Composite structures*, vol. 18, no. 3, pp. 221–238, 1991.

-
- [129] S. Dunn, “Analysis of thermal conduction effects on thermoelastic temperature measurements for composite materials,” 1992.
- [130] P. Cunningham, J. M. Dulieu-Barton, A. Dutton, and R. Shenoi, “The effect of ply lay-up upon the thermoelastic response of laminated composites,” in *Key Engineering Materials*, vol. 221, pp. 325–336, Trans Tech Publ, 2002.
- [131] G. Pitarresi, M. Found, and E. Patterson, “An investigation of the influence of macroscopic heterogeneity on the thermoelastic response of fibre reinforced plastics,” *Composites Science and Technology*, vol. 65, no. 2, pp. 269–280, 2005.
- [132] R. Frühmann, S. Sambasivam, J. M. Dulieu-Barton, and S. Quinn, “Material properties for quantitative thermoelastic stress analysis of composite structures,” in *Applied Mechanics and Materials*, vol. 13, pp. 99–104, Trans Tech Publ, 2008.
- [133] T. Emery, J. Dulieu-Barton, J. Earl, and P. Cunningham, “A generalised approach to the calibration of orthotropic materials for thermoelastic stress analysis,” *Composites Science and Technology*, vol. 68, no. 3-4, pp. 743–752, 2008.
- [134] G. Pitarresi and U. Galietti, “A quantitative analysis of the thermoelastic effect in cfrp composite materials,” *Strain*, vol. 46, no. 5, pp. 446–459, 2010.
- [135] G. Pitarresi, T. Scalici, and G. Catalanotti, “Infrared thermography assisted evaluation of static and fatigue mode ii fracture toughness in frp composites,” *Composite Structures*, vol. 226, p. 111220, 2019.
- [136] G. Pitarresi, T. Scalici, M. Dellaira, and G. Catalanotti, “A methodology for the rapid characterization of mode ii delamination fatigue threshold in frp composites,” *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 220, p. 106629, 2019.
- [137] R. Owens, “Application of the thermoelastic effect to typical aerospace composite materials,” in *Stress Analysis by Thermoelastic Techniques*, vol. 731, pp. 74–87, International Society for Optics and Photonics, 1987.
- [138] R. Jones, M. Heller, D. Lombardo, S. Dunn, J. Paul, and D. Saunders, “Thermoelastic assessment of damage growth in composites,” *Composite Structures*, vol. 12, no. 4, pp. 291–314, 1989.
- [139] I. Jiménez-Fortunato, D. J. Bull, O. T. Thomsen, and J. M. Dulieu-Barton, “On the source of the thermoelastic response from orthotropic fibre reinforced composite laminates,” *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 149, p. 106515, 2021.
- [140] F. de Sá Rodrigues, R. Marques, I. E. Tabrizi, A. Kefal, H. Q. Ali, M. Yildiz, and A. Suleman, “A new methodology for thermoelastic model identification in composite materials using digital image correlation,” *Optics and Lasers in Engineering*, vol. 146, p. 106689, 2021.

Simulazione dell'effetto della temperatura sulla prima armonica

Nella presente appendice si propone una piccola simulazione dell'influenza della variazione di temperatura sull'ampiezza misurata dell'effetto termoelastico, per valutare la sensibilità di questa metrica ad un incremento ad incrementi di temperatura nel materiale. Si richiama qui la legge dell'effetto termoelastico come:

$$E = |\Delta T| = T_o K_o \Delta \sigma_{xx} \quad (\text{A.1})$$

Il valore della costante termoelastica per l'acciaio C45 è posta pari a $K_o = 3.2 \times 10^{-6}$ 1/MPa, in accordo con quanto riscontrato in letteratura ed ottenuto sperimentalmente [105]. Si considererà inoltre il valore di K_o costante al variare degli stress applicati.

Tabella A.1: Segnale termoelastico valutato per differenti tassi di variazione di T_o .

Costante termoelastica per acciaio C45: 3.2×10^{-6} [1/MPa]				
incrementi ridotti di T_o		incrementi elevati di T_o		
σ_a	T_o	E	T_o	E
20	296	0.02	296	0.02
60	296	0.06	296	0.06
100	296	0.09	296	0.09
140	296	0.13	296	0.13
180	296	0.17	296	0.17
220	296	0.21	296	0.21
260	296	0.25	296	0.25
280	296	0.27	296	0.27
300	296	0.28	296	0.28
320	302.25	0.31	346	0.35
340	308.5	0.34	396	0.43
360	314.75	0.36	446	0.51
380	321	0.39	496	0.60
400	327.25	0.42	546	0.70

La temperatura nel materiale evolve come riportato in Tab. A.1.

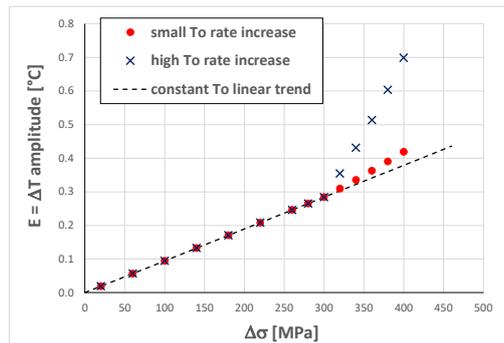


Figura A.1: E vs σ_a con le temperature riportate in Tab. A.1.

Seguendo il primo scenario (seconda colonna della Tab. A.1, la temperatura cresce lentamente per $\sigma_a > 300$ MPa (in accordo con i test effettuati a $R = -1$, a partire da una temperatura ambiente di $T_o = 296$ K. Il secondo scenario (quarta colonna della tabella), la temperatura cresce in modo più significativo, in accordo con i dati sperimentali riportati in altri lavori [105, 119].

In Fig. A.1 si riportano le variazioni di E vs σ_a secondo i due scenari, in accordo con le previsioni dell'Eq. A.1, adottando le temperature medie T_o di Tab. A.1. È evidente che considerare incrementi di temperatura cospicui è sufficiente a causare una deviazione dalla linearità del segnale di prima armonica.

Il semplice esempio riportato in questa appendice ha mostrato come la variazione di E sia strettamente legata alla variazione di temperatura, che dipende anche dalla frequenza di carico applicata. Pertanto, se si utilizza il parametro di temperatura T_o per studiare l'insorgere di fenomeni dissipativi, la stessa informazione, indirettamente, può essere estratta analizzando il parametro E .

Disseminazione

B.1 Articoli pubblicati su riviste scientifiche

- R. Cappello, G. Pitarresi, J. Xavier, and G. Catalanotti, “Experimental determination of mode I fracture parameters in orthotropic materials by means of Digital Image Correlation,” *Theor. Appl. Fract. Mech.*, vol. 108, p. 102663, 2020. (Q1)
- G. Pitarresi, R. Cappello, and G. Catalanotti, “Quantitative thermoelastic stress analysis by means of low-cost setups,” *Opt. Lasers Eng.*, vol. 134, p. 106158, 2020. (Q1)
- Di Leonardo, S.; Cappello, R.; Burriesci, G.; Pitarresi, G. Investigation of the Thermomechanical Response of Cyclically Loaded NiTi Alloys by Means of Temperature Frequency Domain Analyses. *Materials* 2021, 14, 7866. (Q2)
- Cappello, R., Meneghetti, G., Ricotta, M., and Pitarresi, G. (2022). On the correlation of temperature harmonic content with energy dissipation in C45 steel samples under fatigue loading. *Mechanics of Materials*, 168, 104271. (Q1)
- Pitarresi, G., and Cappello, R. (2022). Evaluation of crack-closure by second harmonic thermoelastic stress analysis. *International Journal of Fatigue*, 164, 107116. (Q1)

B.2 Articoli in preparazione/submitted

- Pitarresi, G. and Cappello, R. Signal processing strategies for thermographic data
- Cappello, R., Pitarresi, G. and Catalanotti, G. Thermoelastic Stress Analysis for Composite Laminates: a Numerical Investigation

B.3 Partecipazione a conferenze nazionali ed internazionali

- “Crack detections in fatigue loaded structures by means of low-cost thermoelastic stress analysis setups” R. Cappello, G. Catalanotti, G. Pitarresi, 49° Convegno Nazionale AIAS (2020)

- “Influence of data input in the evaluation of stress intensity factors from thermoelastic stress analysis”, G. Pitarresi, R. Cappello, G. Li Calsi, G. Catalanotti, 49° Convegno Nazionale AIAS (2020)
- “Investigation on the energy dissipation in fatigue loaded C45 steel based on temperature harmonics” R. Cappello, G. Meneghetti, G. Pitarresi, M. Ricotta, 50° Convegno Nazionale AIAS (2021)
- “Evaluation of a low-cost setup for quantitative Thermoelastic Stress Analysis”, R. Cappello, G. Catalanotti and G. Pitarresi, 15th BSSM - International Conference on Advances in Experimental Mechanics (virtual edition), Sept. 2021.
- “Detection of crack-closure during fatigue loading by means of a second harmonic thermoelastic stress analysis”, R. Cappello, S. Cutugno, G. Pitarresi, 7th International Conference on Crack Paths (virtual edition), Sept. 2021.
- ”Frequency Modulated Thermography-NDT of Polymer Composites by Means of Human-Controlled Heat Modulation”, Pitarresi, G., Cappello, R., Capraro, A., Pinto, V., Badagliacco, D., & Valenza, A. (2023), European Workshop on Structural Health Monitoring (pp. 610-618). Springer, Cham.
- “Monitoring intrinsic heat dissipation in metals by measuring the second-harmonic phase of temperature”, R. Cappello, G. Meneghetti, M. Ricotta and G. Pitarresi, BSSM - 16th International Conference on Advances in Experimental Mechanics, Oxford (UK), sept. 2022.
- “On the correlation between the Second-Harmonic of temperature and crack-closure”, G. Pitarresi and R. Cappello, BSSM - 16th International Conference on Advances in Experimental Mechanics, Oxford (UK), sept. 2022.
- “A numerical model for the evaluation of the thermoelastic heat source in composite laminates.” R. Cappello, G. Pitarresi, G. Catalanotti, 51° Convegno Nazionale AIAS, Padova (Italy), Sept. 2022.