

POLITECNICO DI TORINO



Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Civile

Tesi di Laurea Magistrale

L'approccio VECD (ViscoElastic Continuum Damage) per la modellazione del fenomeno dell'autoriparazione nei conglomerati bituminosi

Relatore

Prof. Orazio Baglieri

Candidato

Alessandro Abbruzzese

Correlatori

Prof. Ezio Santagata

Prof. Pier Paolo Riviera

Ing. Fabrizio Miglietta

Anno Accademico 2021/2022

INDICE

INDICE FIGURE	iii
INDICE TABELLE	v
INTRODUZIONE	1
CAPITOLO I: L'AUTORIPARAZIONE NEI CONGLOMERATI BITUMINOSI	
1.1 La fessurazione per fatica.....	4
1.2 L'auto-riparazione: lo stato dell'arte.....	5
1.2.1 I fattori che influenzano il fenomeno dell'”autoriparazione”	6
1.3 Prove meccaniche di fatica per l'autoriparazione	9
CAPITOLO II: FONDAMENTI TEORICI SULLO STUDIO DEI CONGLOMERATI BITUMINOSI	
2.1 Modulo Dinamico.....	12
2.1.1 Le Curve Maestre.....	14
2.2 Le prove di fatica.....	17
2.3 Il Modello VECD	19
2.3.1 La Teoria della ViscoElasticità Lineare (le Pseudo-Strain).....	20
2.3.2 La “Continuum Damage Theory”	22
2.3.3 Principio Sovrapposizione Tempo-Temperatura	24
2.3.4 Il Modello di Maxwell Generalizzato (Serie di Prony).....	26
2.3.5 Il Modello S-VECD	27
2.3.6 Il Calcolo dei coefficienti di Prony del Modulo di Rilassamento ...	28
2.3.7 Il Calcolo delle Pseudo-Strain.....	30
2.3.8 Il Calcolo del Continuum Damage Power Term.....	32
2.3.9 Il Calcolo del Dynamic Modulus Ratio (DMR).....	35
2.3.10 Il Calcolo del Fattore di Aggiustamento (K_1)	36
2.3.11 Le Curve Caratteristiche di Danno (CCD).....	39
CAPITOLO III: IL LAVORO SPERIMENTALE	
3.1 Gli aggregati	43
3.2 Il bitume	47
3.3 Il conglomerato bituminoso.....	47
3.3.1 Curva granulometrica di progetto	47
3.3.2 La miscelazione.....	50
3.3.3 Massima massa volumica teorica (MMVT).....	52
3.3.4 Contenuto di bitume.....	54
3.3.5 Analisi granulometrica miscela.....	55

3.4	Preparazione dei campioni per le prove meccaniche	55
3.4.1	Compattazione con Pressa a Taglio Giratoria.....	56
3.4.2	Taglio e carotaggio.....	59
3.5	Prove meccaniche.....	62
3.5.1	Universal Testing Machine (UTM).....	62
3.5.2	Asphalt Mixture Performance Tester (AMPT)	63
3.5.3	Apparati e preparazione dei campioni per i test.....	64
3.5.4	Prove di modulo dinamico	67
3.5.5	Prove preliminari di fatica.....	68
3.5.6	Prove di autoriparazione	70
CAPITOLO IV: MODELLAZIONE E ANALISI DEI DATI		
4.1	Le curve maestre	75
4.2	Le prove di autoriparazione.....	77
4.3	L'Approccio VECD	84
4.3.1	Le curve DCC	87
CONCLUSIONI.....		100
BIBLIOGRAFIA		103
ALLEGATO A.....		108

INDICE FIGURE

Figura 2.1 Tensione applicata e deformazione nel materiale nel tempo.....	13
Figura 2.2 Modulo nel piano complesso.....	14
Figura 2.3 Curva maestra e moduli misurati prima dell'ottimizzazione.....	16
Figura 2.4 Curva maestra e moduli misurati dopo l'ottimizzazione.....	16
Figura 2.5 Evoluzione della rigidità durante prove di fatica.....	17
Figura 2.6 – Rappresentazione del principio di sovrapposizione Tempo - Temperatura.....	25
Figura 2.7 Modello di Maxwell generalizzato.....	26
Figura 2.8 – Rappresentazione della pendenza logaritmica del modulo di rilassamento in funzione del tempo.....	33
Figura 2.9 – Pendenza logaritmica del modulo di rilassamento calcolata con dt- MF pari a 1.2.....	34
Figura 2.10 – Pendenza logaritmica del modulo di rilassamento dopo aver modificato il dt-MF.....	35
Figura 2.11 – Identificazione all'interno del ciclo i -esimo della tensione in trazione e di compressione.....	38
Figura 2.12 – Esempio di identificazione del picco dell'angolo di fase.....	40
Figura 3.1 Colonna di setacci per granulometria (sinistra), campione, setacci e macchinario a piastra vibrante (centro e destra).....	45
Figura 3.2 Curve granulometriche delle classi di aggregato considerato.....	46
Figura 3.3 Curva granulometrica di progetto.....	50
Figura 3.4 Mixer automatico per miscelazione.....	51
Figura 3.5 Picnometri sottovuoto (sinistra) e menisco d'acqua (destra).....	53
Figura 3.6 Test contenuto bitume per ignizione.....	54
Figura 3.7 Analisi granulometrica scheletro litico della miscela.....	55
Figura 3.8 Provino 150x180 mm tagliato e carotato per ottenere 4 provini 38x110 mm.....	56
Figura 3.9 Pressa a taglio giratorio.....	57
Figura 3.10 Taglierina diamantata (sinistra) e campione 150x180 mm con linee guida per il taglio (destra).....	59
Figura 3.11 Provino tagliato con linee guida per carotaggio (sinistra) e carotatrice (destra).....	60
Figura 3.12 Cella climatica UTM (sinistra) e interno, attuatore (destra).....	62
Figura 3.13 Asphalt Mixture Performance Tester (AMPT).....	63
Figura 3.14 Prismi a base esagonale, colla bifase e strumento di incollaggio.....	64
Figura 3.15 Piatti di carico UTM (sinistra) e set di prova modulo dinamico in UTM (destra).....	65
Figura 3.16 Piatti di carico AMPT (sinistra) e strumento per incollaggio piatti (destra).....	65

Figura 3.17 Trasduttori e supporti per AMPT (sinistra) e UTM (destra)	66
Figura 3.18 Protocollo prova di autoriparazione.....	71
Figura 3.19 Rampe di temperatura per $T_{RP} = 20^{\circ}C$	72
Figura 3.20 Rampe di temperatura per $T_{RP} = 30^{\circ}C$	73
Figura 4.1 Curva Maestra della miscela prodotta	76
Figura 4.2 Prove di autoriparazione in controllo di deformazione	78
Figura 4.3 Prove di autoriparazione in controllo di tensione.....	79
Figura 4.4 Confronto moduli fingerprint, prima e seconda fase di fatica nelle prove in strain control	80
Figura 4.5 Confronto moduli fingerprint, prima e seconda fase di fatica nelle prove in stress control	80
Figura 4.6 Incremento della vita a fatica grazie al periodo di riposo.....	81
Figura 4.7 Numero di cicli N_0 e ΔN per le prove in strain control	82
Figura 4.8 Numero di cicli N_0 e ΔN per le prove in stress control	82
Figura 4.9 Confronto %N tra modalità strain e stress control	83
Figura 4.10 Criterio di rottura del picco dell'angolo di fase	84
Figura 4.11 Criterio di rottura del picco della curva E·N.....	85
Figura 4.12 Curve DCC prova autoriparazione in strain control $T_{RP}=10^{\circ}C$	87
Figura 4.13 Curve DCC prova autoriparazione in strain control $T_{RP}=20^{\circ}C$	88
Figura 4.14 Curve DCC prova autoriparazione in strain control $T_{RP}=30^{\circ}C$	88
Figura 4.15 Curve DCC prova autoriparazione in stress control $T_{RP}=10^{\circ}C$	89
Figura 4.16 Curve DCC prova autoriparazione in stress control $T_{RP}=20^{\circ}C$	89
Figura 4.17 Curve DCC prova autoriparazione in stress control $T_{RP}=30^{\circ}C$	90
Figura 4.18 Incremento della vita a fatica grazie al periodo di riposo.....	91
Figura 4.19 Confronto %S tra modalità strain e stress control	92
Figura 4.20 Confronto curve DCC della prima fase delle prove di autoriparazione	93
Figura 4.21 Confronto curve DCC della seconda fase delle prove di autoriparazione.....	94
Figura 4.22 Confronto DCC delle due fasi del protocollo di prova in strain control	95
Figura 4.23 Confronto DCC delle due fasi del protocollo di prova in stress control	95
Figura 4.24 Andamento degli LVDT nella prova in stress control a $T_{RP}=10^{\circ}C$...	98
Figura 4.25 Provino 4C testato in stress control a $T_{RP}=10^{\circ}C$	98
Figura 4.26 Andamento tipico degli LVDT nel caso di Edge failure	99
Figura 4.27 Esempio di "Edge failure"	99

INDICE TABELLE

Tabella 3.1 Apertura setacci utilizzati.....	44
Tabella 3.2 Minimi di normativa	44
Tabella 3.3 Passante percentuale ai setacci per classe di aggregato considerato..	45
Tabella 3.4 Fusi granulometrici Capitolato CIRS.....	48
Tabella 3.5 Specifiche tecniche: contenuto di legante.....	48
Tabella 3.6 Curva granulometrica di progetto	49
Tabella 3.7 Percentuale target di bitume.....	49
Tabella 3.8 Percentuali di progetto delle classi granulometriche considerate	49
Tabella 3.9 Temperature di compattazione e miscelazione suggerite da normativa	51
Tabella 3.10 Massima massa volumica teorica della miscela.....	53
Tabella 3.11 Percentuale di bitume miscela.....	54
Tabella 3.12 Caratteristiche geometriche e volumetriche provini 150x180 mm..	61
Tabella 3.13 Caratteristiche geometriche e volumetriche provini 38x110 mm....	61
Tabella 3.14 Temperature e frequenze di prova per le prove di modulo dinamico	67
Tabella 4.1 Parametri modello sigmoidale a seguito dell'ottimizzazione	76

INTRODUZIONE

Il settore delle pavimentazioni stradali da sempre investe nella progettazione di infrastrutture durevoli, sostenibili e resilienti, che soddisfino la domanda derivante dallo sviluppo economico e il benessere degli individui. Materiali altamente performanti sono quindi l'obiettivo principale degli operatori del mercato e dei ricercatori al fine di ridurre costi ed emissioni, dovuti alla costruzione e manutenzione del pacchetto stradale, ed allungarne la vita di esercizio.

I *Self Healing Materials* (SHM) sono materiali dotati della capacità di recuperare delle caratteristiche deteriorate a causa di un danneggiamento. Questa proprietà di autoriparazione permette di ripristinare una qualsiasi microfrattura o piccola dislocazione interna alla loro struttura generata da un agente esterno.

I conglomerati bituminosi rientrano nella categoria degli SHM. Il loro componente legante, il bitume, intrinsecamente autoriparante, conferisce a questo materiale composito le sue proprietà autoriparanti, la cui efficienza varia in funzione della loro composizione e da fattori esterni.

Se uno dei principali fenomeni di degrado delle pavimentazioni è quello della rottura per fatica, ovvero la formazione di microfratture generate dalle ripetute sollecitazioni del traffico veicolare, che, propagandosi, portano ad una riduzione di resistenza e rigidità del materiale, è chiaro come l'auto-riparazione sia una proprietà fondamentale da investigare e da implementare nella progettazione.

Sin dagli anni 60, numerosi sono stati gli studi dedicati a questo fenomeno: dal micro al macroscopico, attraverso la teoria della frattura, sino allo sviluppo di metodologie di prova, i tentativi di comprendere, descrivere e quantificare il self-healing si sono susseguiti nel corso degli anni ma ancora oggi non esiste uno standard che caratterizzi questo complesso fenomeno.

In questo contesto si inserisce il presente lavoro di tesi, con l'obiettivo di proporre un protocollo di "prova di autoriparazione", attraverso una modifica alle prove di fatica in modalità "direct tension" e una modellazione dei dati tramite il modello VECD ("Visco Elastic Continuum Damage"). Il lavoro sperimentale, inoltre, si

interroga su quale tra le due possibili modalità di prova, in controllo di deformazione o in controllo di tensione, permetta una corretta quantificazione del fenomeno.

Si riporta in breve la struttura della tesi.

Il Capitolo 1 descrive brevemente lo stato dell'arte sull'autoriparazione. Si farà una sintesi sulle principali conclusioni cui sono pervenuti diversi autori che hanno affrontato il problema, soffermandosi su quelle che fungono da fondamenta per il presente lavoro di tesi.

Il Capitolo 2 espone brevemente le basi teoriche su cui si basa il lavoro di ricerca. Dalle proprietà caratteristiche delle miscele bituminose come il modulo complesso e le curve maestre, il fenomeno della fatica e le prove meccaniche che lo simulano, sino al modello VECD, si descriveranno tutti gli strumenti utilizzati per comprendere il fenomeno del self-healing.

Il Capitolo 3 entra nel vivo della sperimentazione. Saranno descritte le prove e le attività eseguite in laboratorio per la caratterizzazione degli aggregati e della miscela, e per la produzione dei provini. Saranno descritte inoltre le prove di modulo dinamico, di fatica e il protocollo di autoriparazione proposto, e le problematiche riscontrate lungo il lavoro.

Il Capitolo 4 è dedicato all'analisi dei risultati delle prove meccaniche. Il calcolo delle curve maestre e delle curve caratteristiche di danno, output del modello VECD, saranno utilizzate per gli opportuni confronti e le deduzioni sulle proprietà e sull'influenza del trattamento di self-healing applicato.

Le conclusioni tenteranno di sintetizzare i principali risultati e le considerazioni che derivano dal lavoro di ricerca. Si proporranno diverse idee sul proseguimento della sperimentazione.

CAPITOLO I
L'AUTO-RIPARAZIONE NEI
CONGLOMERATI BITUMINOSI

A partire dagli anni Sessanta sino ai giorni d'oggi, numerosi sono gli studi dedicati al fenomeno del "self-healing".

Una definizione universale del fenomeno è data da Little et al [1]: l'autoriparazione avviene nel legante dei conglomerati, quindi il bitume, sottoforma di parziale ripristino della sua struttura interna attraverso il contatto delle superfici delle microfessure.

Questo si traduce da un punto di vista macroscopico come il recupero parziale delle caratteristiche meccaniche del materiale perse a seguito di un danneggiamento.

Le pavimentazioni stradali sono soggette, durante il loro periodo di esercizio, a numerosi fenomeni di degrado. Tra questi, la fessurazione per fatica è il fenomeno antitetico all'autoriparazione.

1.1 La fessurazione per fatica

Il fenomeno della fessurazione per fatica è causato dalla ripetuta applicazione di un carico nel tempo. La singola applicazione del carico non porta il materiale a rottura, ma la ciclica e ripetuta applicazione di esso conduce alla rottura. Nel caso delle pavimentazioni stradali, il ripetuto passaggio del traffico veicolare porta alla fessurazione degli strati legati.

La fessurazione segue un meccanismo definito e ben studiato: dapprima si presentano delle microfratture locali, interne al materiale; sotto il continuo effetto dei carichi veicolari, le microfessure aumentano in numero e dimensione. All'aumentare del livello di danneggiamento, si verifica un raggruppamento delle microfessure in una macrofessura che si propaga con velocità maggiore all'interno dello strato della pavimentazione.

Il fenomeno della fessurazione per fatica è comunemente definito “bottom-up cracking”: sotto il carico di un asse veicolare, la pavimentazione si inflette nei suoi strati superiori, generando sforzi di trazione nelle fibre inferiori degli strati legati. Le fessure nascono quindi nello strato inferiore della pavimentazione per poi propagarsi verso l’alto, interessando anche gli strati superiori.

Quando le fessure hanno raggiunto la superficie della pavimentazione, si ritrova la tipica conformazione di fessure “a pelle di cocodrillo”, ovvero fessure interconnesse tra loro senza una apparente direzione.

Fessurazione per fatica e autoriparazione sono quindi due fenomeni che concorrono contemporaneamente durante la vita utile dell’infrastruttura: se la prima si evolve durante il passaggio degli assi veicolari, generando e ampliando le micro-fessure, la seconda provoca una chiusura delle stesse e un ripristino di performance durante i periodi di assenza di traffico.

1.2 L’auto-riparazione: lo stato dell’arte

Come si evince dalle numerose ricerche presenti in letteratura, l’autoriparazione risulta essere un problema complesso, come anche la definizione di una metodologia universale che lo descriva nella sua interezza.

Numerosi sono gli studi che tentano di descrivere il self-healing tramite modifiche al protocollo di prove meccaniche già esistenti oltre ai vari modelli analitici (modelli energetici, modelli basati sulla analisi del modulo complesso, o modelli meccanicistici basati sulla teoria del danno cumulativo) utilizzati per il post-processing dei dati.

Di seguito si riporta una panoramica delle conclusioni cui sono pervenuti i vari ricercatori che hanno affrontato il problema.

1.2.1 I fattori che influenzano il fenomeno dell'”autoriparazione”

L'auto-riparazione è un fenomeno universalmente attribuito alla fruizione di bitume libero che chiude e riempie le micro-fessure generate nella miscela. Risulta quindi chiaro come alcuni ricercatori si siano concentrati sull'influenza delle caratteristiche interne, dei singoli componenti e della miscela, nonché sui fattori esterni che ne condizionano l'efficienza.

Componenti e struttura

Bonnaure et al [2] hanno studiato l'influenza del grado di penetrazione del legante: un bitume con un grado più alto favorisce il flusso di materiale all'interno della cricca, favorendo il contatto tra due superfici separate contro un bitume più rigido, cioè con un basso grado di penetrazione.

Santagata et al [3] tramite prove di analisi S.A.R.A., affermano che il rapporto tra oli saturi e olio aromatici può essere un buon indice di previsione del fenomeno. In particolare, la concentrazione delle frazioni leggere come gli oli saturi e aromatici e molecole a lunga ramificazione possono favorire la mobilità del legante.

Granulometria e proprietà volumetriche

Il conglomerato bituminoso è un materiale composto da bitume e aggregati lapidei che sono stesi e compattati in opera. I vuoti tra aggregati sono quindi importanti sulla coesione e la mobilità del bitume libero che è interessato a rimarginare la micro-fessura: VMA (Voids in Mineral Aggregate), VFA (Voids Filled with Asphalt) e AV (Air Voids) concorrono alla performance dello strato bituminoso. La capacità di auto-riparazione dalle temperature basse a quelle intermedie (da 0 a 20°C) è influenzata positivamente al crescere della VFA e al decrescere dei VMA e AV [4] [5] [6].

Invecchiamento

Le pavimentazioni flessibili vanno incontro a due tipi di invecchiamento: “a breve termine” e “a lungo termine”. Il primo avviene per effetto delle alte temperature nella fase di costruzione dello strato bituminoso, mentre la seconda avviene per progressiva ossidazione della pavimentazione nel corso della sua vita utile. In sintesi, l’invecchiamento consiste nella perdita delle componenti volatili del bitume e nella progressiva agglomerazione delle componenti più leggere (oli saturi e aromatici) in granuli di asfaleni. L’incremento in asfaleni produce un aumento di viscosità limitando dunque la capacità del legante di fluire e chiudere le cricche.

Basin et al [7] hanno investigato il ruolo dell’invecchiamento e della temperatura sull’efficienza dell’auto-riparazione, confermando una diminuzione del potenziale di auto-riparazione.

Il periodo di riposo

Il periodo di riposo è un fattore fondamentale nell’analisi del self-healing. Se nelle pavimentazioni in uso vi sono periodi di riposo tra il passaggio di un asse e il successivo, occorre opportunamente simulare questa fase nelle prove meccaniche di laboratorio mirando al modo migliore di applicare il riposo, la sua durata e la temperatura ottimale al fine di trovare le migliori condizioni per favorire la chiusura delle micro-fessure durante le prove di fatica.

Baaj et al [8] hanno notato che l’introduzione di un periodo di riposo aumenta la vita a fatica per le medie temperature (10 e 20°C), mentre risulta deleterio per le basse temperature.

L’introduzione del periodo di riposo però comporta l’inserimento di fenomeni reversibili come la tissotropia e simili che potrebbero portare ad una sovrastima delle capacità autoriparative [9] [10].

Castro e Sanchez [11] hanno racchiuso le prove meccaniche in due grandi famiglie: prove con periodo di riposo e prove a carico intermittente. Le prime prevedono che il periodo di riposo sia applicato al provino quando questo ha raggiunto un prefissato livello di danneggiamento per poi riprendere fino al prossimo riposo o

rottura; le seconde invece prevedono che ogni singolo ciclo, o una serie di cicli, siano seguiti da riposo, generalmente di durata paragonabile a quella di carico, per simulare meglio le condizioni di traffico reale.

La temperatura

La temperatura è il fattore che più influenza questo fenomeno sia favorendolo sia generando delle problematiche di difficile analisi. Se l'aumento di temperatura permette al materiale di fluire velocemente, agendo da catalizzatore per la riparazione delle fessure, riscaldare un materiale bituminoso ad alte temperature può portare a complicazioni quali invecchiamento e perdita di geometria del campione [12].

Temperature estremamente alte non sempre sono vantaggiose: all'aumentare della temperatura gli indici di efficienza di riparazione raggiungono un massimo per poi decrescere [13].

Livello e frequenza di carico

Il comportamento a fatica e l'auto-riparazione dei conglomerati sono fortemente influenzate dalla ampiezza e dalla frequenza di carico. La letteratura conferma che alte deformazioni, o tensioni, di carico e alte frequenze sono fortemente deleterie per la resistenza a fatica: alte deformazioni comportano la formazione prematura di macro-fessure portando velocemente il materiale a rottura nonché impossibile rilevare qualsiasi fenomeno di self-healing.

La combinazione di tipo di prova, livello di carico e frequenza influenza la capacità di auto-riparazione del materiale. La prova di flessione a quattro punti (4PBT) dimostra come bassi livelli deformativi con cicli intermittenti di riposo generano un'alta riparazione [14]. Prove a controllo di deformazione inoltre riducono considerevolmente la vita a fatica dei provini in conglomerato [15].

I test condotti in modalità "tension-compression" risultano essere favorevoli alla riparazione, rispetto ai test "direct tension", poiché la fase di "compression" assiste la chiusura delle cricche [16].

Khiavi et al [17] hanno effettuato test di 4PB a livelli bassi di deformazione (≤ 250 micro strain) a 10 e 25 Hz: la riparazione è stata osservata in maniera preponderante per le basse frequenze mentre è quasi assente per le alte.

Botella et al [18] hanno individuato che bassi livelli di deformazione, tra 150 e 275 micro strain, alla temperatura di 20°C a 10 Hz portano ad un completo recupero delle caratteristiche meccaniche della miscela.

1.3 Prove meccaniche di fatica per l'auto-riparazione

La letteratura offre un'ampia gamma di prove meccaniche di fatica volte a caratterizzare il fenomeno del "self-healing". Ogni prova, da quelle che necessitano di travetti (prove flessione a due, tre o quattro punti) a quelle che prevedono campioni cilindrici (prove a trazione indiretta, tensione diretta o tensione-compressione), presentano l'opportunità di studiare il fenomeno tramite i vari parametri meccanici che ogni singola geometria permette di determinare, ma non senza i limiti e le complicazioni intrinseche di ogni singolo test.

Si riportano brevemente i risultati più rilevanti per questo lavoro di tesi cui i vari autori sono giunti.

Tra i test che prevedono geometrie a travetto i principali parametri considerati per quantificare l'effetto del self-healing vi sono il recupero o incremento di modulo e il numero di cicli a rottura per fatica. Tra le prove di flessione a 2 punti con provini trapezoidali Smith e Hesp [19] hanno condotto test di fatica con periodo di riposo intermittente ogni 5 cicli a 40 Hz e 10°C, e hanno valutato il self healing in base all'aumento della vita a fatica. Breysse et al [20] hanno condotto test a 20°C e 40 Hz considerando la perdita di modulo come indicatore del livello di danno e il recupero dello stesso a fine periodo di riposo come parametri di valutazione. Questi hanno concluso che il recupero di rigidità è strettamente legato al numero di cicli applicati sui campioni. Riguardo le prove di flessione su provini prismatici, il picco di carico in rottura si aggiunge tra i parametri presi in considerazione. Shen e Carpenter [21] hanno condotto prove di flessione a 4 punti in controllo di

deformazione a 10 Hz alla temperatura di 20°C con periodo di riposo intermittente. I dati sono stati post-processati con un modello energetico

Infine, un test molto diffuso per l'analisi della vita a fatica e del self-healing è l'Indirect Tensile Test (IDT). L'IDT consiste in un carico applicato da una traversina e un rest period intermittente o alternato alla fase di carico. Chen et al [22] hanno condotto test IDT con fase di carico e periodo di riposo alternati, entrambi di 30 min, dove il carico nella fase di riposo è ridotto del 5%. L'autoriparazione è valutata tramite il recupero di modulo resiliente. In un'altra sperimentazione, Mehrara e Khodaii [23] il recupero di danno è calcolato tramite il recupero di modulo resiliente e un parametro energetico definito come "normalized dissipated creep strain energy".

CAPITOLO 2
FONDAMENTI TEORICI SULLO STUDIO DEI
CONGLOMERATI BITUMINOSI

Il presente capitolo è dedicato all'esposizione degli strumenti teorici ed analitici utilizzati per la descrizione del comportamento viscoelastico lineare dei conglomerati bituminosi e della risposta del materiale al fenomeno di degrado per fessurazione per fatica. Saranno introdotti dunque i concetti di modulo dinamico e curve maestre, nonché i protocolli di prove di fatica. Il Visco Elastic Damage Model (VECD), utilizzato nella presente sperimentazione per la modellazione e post-processamento dei dati, sarà descritto brevemente nei suoi principi fondamentali e nei suoi parametri che descrivono il comportamento a fatica della miscela di studio.

2.1 Modulo Dinamico

Il conglomerato bituminoso è un materiale visco-elastico. A differenza dei materiali puramente elastici in cui lo stato deformativo è direttamente proporzionale allo stato tensionale, la legge costitutiva dei materiali visco-elastici dipende da altri fattori quali temperatura, tempo e modalità di imposizione del carico. La visco-elasticità delle miscele bituminose è descritta tramite il parametro pseudoplastico del Modulo Complesso (E^*).

Il modulo complesso è calcolato tramite prove di sollecitazione sinusoidale ciclica uniassiale, dette Prove di Modulo Dinamico.

Il provino cilindrico è sottoposto ad un carico assiale sinusoidale di compressione (Equazione 2.1) di ampiezza σ_0 e pulsazione ω ad una determinata temperatura di prova T.

$$\sigma(t) = \sigma_0 \sin(\omega t) \quad (2.1)$$

La risposta deformativa del materiale è invece espressa dall'Equazione 2.2. Anch'essa è di tipo sinusoidale di ampiezza ε_0 ma sfasata rispetto alla sollecitazione di una quantità δ detta "angolo di fase". Lo sfasamento è la misura delle caratteristiche viscoelastiche del materiale: maggiore è δ maggiore è il comportamento viscoso rispetto a quello puramente elastico.

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 \text{sen}(\omega t - \delta) \quad (2.2)$$

Il modulo complesso è espresso in Equazione 2.3: è quindi il rapporto tra le ampiezze delle sinusoidi di tensione applicata e deformazione nel provino (Figura 2.1).

$$E^* = \frac{\sigma_0 \text{sen}(\omega t)}{\varepsilon_0 \text{sen}(\omega t - \delta)} = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} e^{i\delta} = |E^*| \cdot e^{i\delta} \quad (2.3)$$

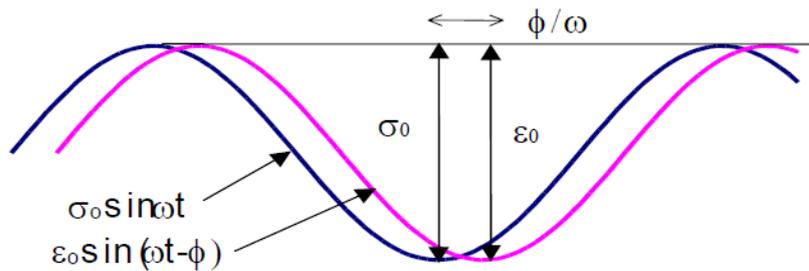


Figura 2.1 Tensione applicata e deformazione nel materiale nel tempo

Come evidente in Equazione 2.3, il modulo complesso è descrivibile come un numero complesso, dotato di una parte reale (E'), o Modulo di Restituzione Elastico, che esprime le caratteristiche elastiche del materiale, ed una parte immaginaria (E''), o Modulo di Dissipazione Viscosa, che ne esprime le proprietà viscoso (Figura 2.2 ed Equazioni 2.4).

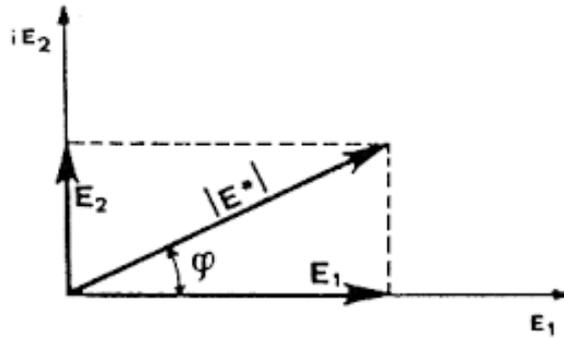


Figura 2.2 Modulo nel piano complesso

$$E^* = |E^*| \cdot (\cos\delta + i\sin\delta) = E' + iE'' \quad (2.4)$$

$$|E^*| = \sqrt{E'^2 + E''^2} \quad (2.5)$$

La norma del modulo complesso è detta Modulo Dinamico (Equazione 2.5).

2.1.1 Le Curve Maestre

La Curva Maestra (Master Curve) è la rappresentazione grafica dell'andamento del modulo dinamico al variare della frequenza di carico definita per una determinata temperatura di riferimento.

La Master Curve è una funzione sigmoideale costruita nel piano bilogarithmico dove per ascisse si ha il modulo complesso (E^*) del materiale e sulle ascisse vi è la pulsazione ridotta (f_r) (Equazione 2.6). La costruzione della curva maestra si basa sul Principio di Equivalenza Tempo-Temperatura, secondo cui pari variazioni delle caratteristiche viscoelastiche dei materiali bituminosi possono essere ottenute tramite variazioni delle frequenze o variazioni di temperatura. Il principio permette dunque di costruire la curva tramite prove di laboratorio eseguite in una finestra definita di frequenze a temperature diverse. Si ottengono dunque famiglie di punti che opportunamente traslati identificano la curva sigmoideale. La traslazione avviene tramite il metodo delle Variabili Ridotte che, partendo dalla frequenza di prova genera una frequenza ridotta per mezzo di un fattore di traslazione detto "shift factor", per ogni temperatura di prova (Figura 2.3 e Figura 2.4).

$$\log [E^*(\omega, T)] = \log[E^*(\omega_R)] = \delta + \frac{\alpha}{1 + e^{\beta + \gamma \log \omega_R}} \quad (2.6)$$

Dove:

- δ = valore minimo del modulo, dipendente dalla granulometria degli aggregati, dai vuoti d'aria e dal contenuto di bitume presenti nel conglomerato;
- $\delta + \alpha$ = valore massimo del modulo, dipendente dalla granulometria degli aggregati, dai vuoti d'aria e dal contenuto di bitume presenti nel conglomerato;
- γ = descrive la forma della funzione determinandone la ripidezza;
- β = descrive la forma della funzione identificando l'ascissa del punto di flesso.

Il calcolo della frequenza ridotta è eseguito attraverso il modello di Arrhenius esplicitato in Equazione 2.7.

$$\log f_r = \log f + \log[a(T)] = \log f + \frac{\Delta E_a}{19.14714} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_r} \right) \quad (2.7)$$

Dove:

- f_r è la frequenza ridotta alla temperatura di riferimento [Hz];
- f è la frequenza di carico alla temperatura di prova [Hz];
- $a(T)$ è lo shift factor alla temperatura T;
- ΔE_a è l'energia di attivazione (determinata come parametro di forma);
- T è la temperatura di prova [°K];
- T_r è la temperatura di riferimento [°K].

La stima degli shift factor è eseguita tramite una ottimizzazione eseguita sul software MATLAB, con il fine di minimizzare lo scarto tra i moduli misurati e i moduli stimati dal modello.

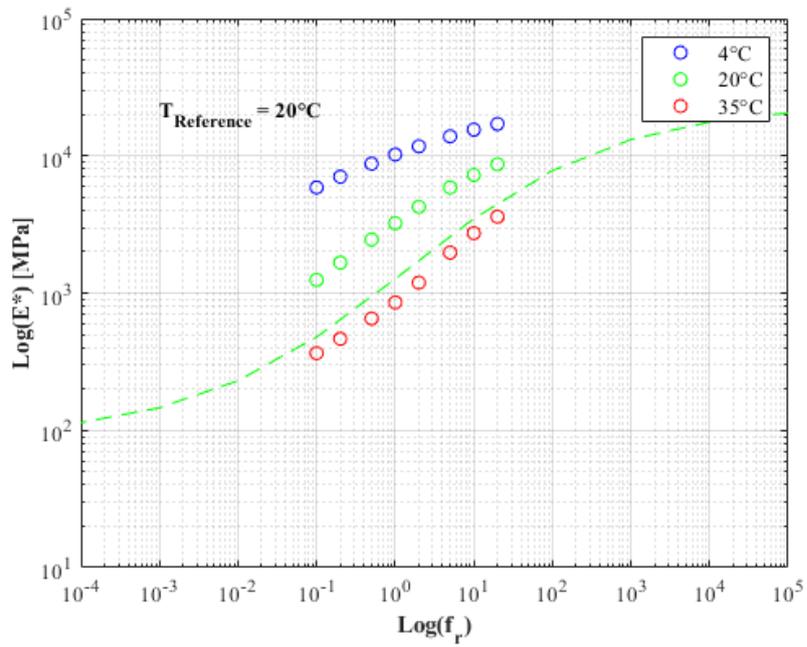


Figura 2.3 Curva maestra e moduli misurati prima dell'ottimizzazione

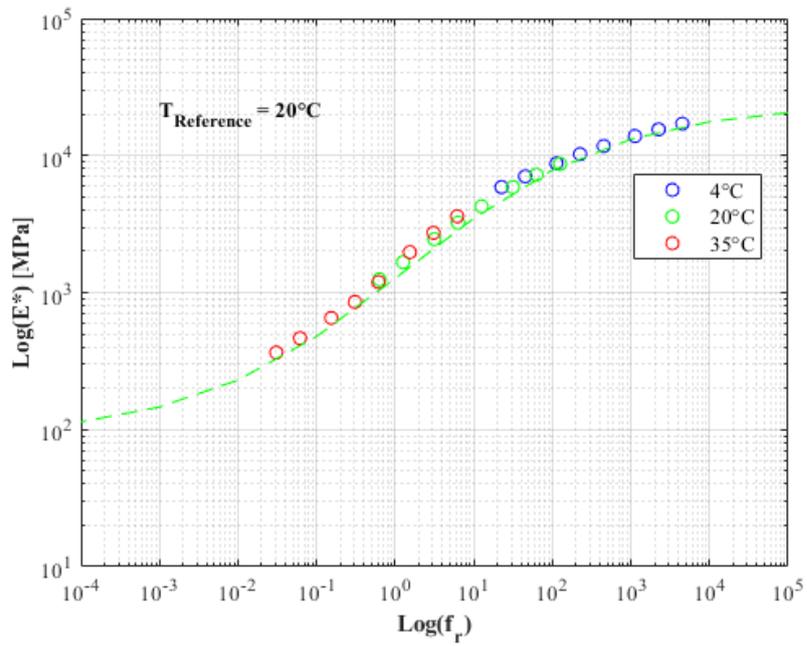


Figura 2.4 Curva maestra e moduli misurati dopo l'ottimizzazione

2.2 Le prove di fatica

Il fenomeno della fessurazione a fatica spiegato nel paragrafo 1.1 necessita di una sua simulazione in laboratorio al fine di studiare la resistenza delle varie miscele a questo tipo di degrado.

Le prove di fatica sono un approccio fenomenologico ovvero il comportamento del materiale è valutato al crescere delle ripetizioni del carico applicato. Il comportamento è sintetizzato in Figura 2.5: dopo una fase iniziale caratterizzata da fenomeni non lineari, segue una fase lineare di decrescita della rigidità dovuta al comportamento viscoelastico lineare del materiale. Quando le macro-fessure arrivano a coalescenza formando una macro-frattura, il campione raggiunge la rottura.

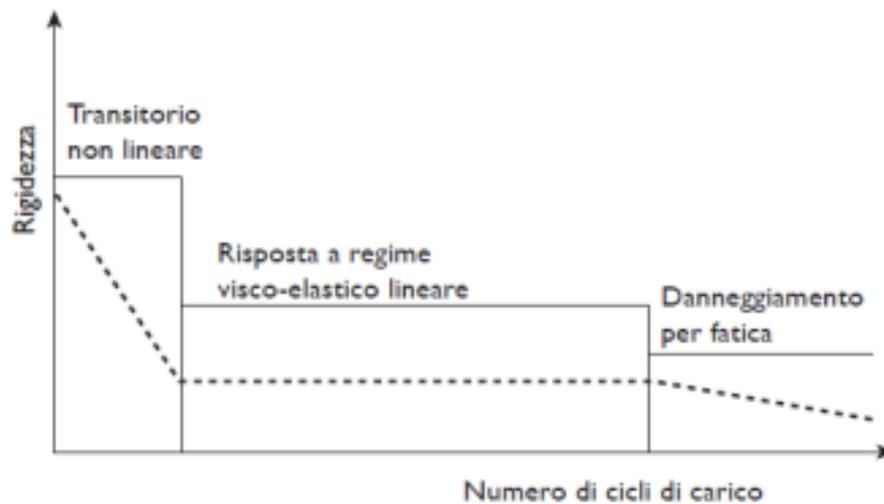


Figura 2.5 Evoluzione della rigidità durante prove di fatica

Le prove di fatica possono essere catalogate in due modalità:

- Prove in controllo di tensione (stress control);
- Prove in controllo di deformazione (strain control).

Le prove in stress control sono caratterizzate da carico di ampiezza costante. Il campione è dunque soggetto ciclicamente alla stessa forza di trazione che porta ad una crescita della sollecitazione agli estremi delle microfratture. Questa modalità induce ad una rapida formazione e crescita delle microfessure, e ad una ancora maggiore velocità di propagazione delle macrofessure raggiungendo rapidamente la rottura.

Le prove in strain control l'ampiezza del carico applicato è direttamente dipendente dalla deformazione imposta dall'operatore. La progressiva riduzione di rigidità che si verifica durante la prova, comporta una minore sollecitazione esterna necessaria al raggiungimento del livello deformativo imposto, rallentando la propagazione delle microfessure.

Il presente lavoro di tesi indaga quale tra le due modalità è preferibile per lo studio del fenomeno dell'autoriparazione.

2.3 Il Modello VECD

L'importanza del fenomeno della fessurazione per fatica nella vita di una pavimentazione in conglomerato bituminoso è tale che i diversi ricercatori ed autori hanno ritenuto necessaria la formulazione di modelli simulativi e predittivi sulla resistenza a fatica dei materiali che la compongono. In questo contesto si inserisce il Visco Elastic Continuum Damage Model (VECD).

I primi tentativi di ideazione di un modello per l'analisi del comportamento a fatica dei conglomerati bituminosi si ritrovano negli anni '90. Kim e Little [24] sfruttano la teoria costitutiva viscoelastica non lineare di Schapery sui materiali "san asphalt" soggetti a carichi ciclici.

Lee e Kim [25] implementano una prima versione del VECD e dimostrano la sua adattabilità per conglomerati bituminosi soggetti a prove in controllo di deformazione e di tensione.

Daniel e Kim [26] dimostrano che le caratteristiche di danno sono una proprietà intrinseca del materiale, indipendentemente quindi dalle condizioni di carico.

Nel 2002, Chehab et al [27] estendono l'utilizzo del principio di sovrapposizione tempo-temperatura ai materiali viscoelastici per elevati livelli di danno.

Il modello che sarà descritto in questo paragrafo lo si può ritrovare nella norma AASHTO TP 107-14 [28].

Il modello VECD, dunque, si basa su tre ipotesi principali [29]:

- Il principio di corrispondenza elastico-viscoelastico, fondato sul calcolo delle pseudo-strain (ϵ^R);
- La "Continuum Damage Theory";
- Il principio di sovrapposizione tempo-temperatura;

2.3.1 La Teoria della ViscoElasticità Lineare (le Pseudo-Strain)

I materiali viscoelastici lineari presentano un comportamento dipendente dall'interazione tempo-temperatura; la risposta del materiale dipende dalla sua intera storia tenso-deformativa. Le equazioni costitutive sono riassunte sottoforma di integrali di convoluzione:

$$\sigma = \int_0^t E(t - \tau) \frac{d\varepsilon}{d\tau} d\tau \quad (2.8)$$

$$\varepsilon = \int_0^t D(t - \tau) \frac{d\sigma}{d\tau} d\tau \quad (2.9)$$

Dove:

- $E(t)$ è il *relaxation modulus*, o modulo di rilassamento;
- $D(t)$ è la *creep compliance*, o deformabilità;
- τ è la variabile di integrazione.

Il modulo di rilassamento è solitamente rappresentato mediante una serie di Prony:

$$E(t) = E_\infty + \sum_{i=1}^m E_i \cdot e^{\left(\frac{-t}{\rho_i}\right)} \quad (2.10)$$

Secondo la teoria della viscoelasticità, la relazione tra il modulo di rilassamento e la deformabilità è:

$$\int_0^t E(t - \tau) \frac{dD(\tau)}{d\tau} d\tau \quad (2.11)$$

In modo del tutto simile al modulo di rilassamento, anche la deformabilità è rappresentabile attraverso una serie di Prony:

$$D(t) = D_0 + \sum_{j=1}^n D_j \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau_j}}\right) \quad (2.12)$$

Sostituendo l'equazione di $D(t)$ e di $E(t)$ nell'espressione (2.11) si ricava un'equazione lineare algebrica:

$$[A]\{D\} = [B] \quad (2.13)$$

Dove:

$$[A] = \sum_{j=1}^M \left[\sum_{m=1}^N \frac{\rho_m \cdot E_m}{\rho_m - \tau_j} \left(e^{-\frac{t}{\rho_m}} - e^{-\frac{t}{\tau_j}} \right) + E_\infty \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau_j}} \right) \right] \quad (2.14)$$

$$\{D\} = D_j \quad (2.15)$$

$$[B] = 1 - \frac{1}{E_\infty + \sum_{m=1}^N E_m} \left(E_\infty + \sum_{m=1}^N E_m \cdot e^{-\frac{t}{\rho_m}} \right) \quad (2.16)$$

Risolvendo la suddetta equazione è possibile ricavare i coefficienti di Prony D_j utili poi per trovare la *creep compliance*.

Prima di affrontare il concetto di danno in un corpo viscoelastico, è utile menzionare il Principio di Corrispondenza Elastico-Viscoelastico, mediante il quale è possibile estendere la teoria del danno di Schapery (1984), sviluppata per i materiali elastici, anche al campo dei materiali viscoelastici.

Il principio afferma che i problemi viscoelastici possono essere risolti con espressioni elastiche nel momento in cui le deformazioni sono utilizzate espresse dalle pseudo deformazioni (o *pseudo strain*):

$$\varepsilon^R = \frac{1}{E_R} \int_0^t E(t - \tau) \frac{d\varepsilon}{d\tau} d\tau \quad (2.17)$$

Dove:

- ε^R è la pseudo strain;
- ε è la deformazione attuale;
- E_R è il *reference modulus*, o modulo di riferimento, il quale rappresenta una costante arbitraria aggiunta nella formulazione per motivi di compatibilità dimensionale e tipicamente posta uguale ad 1.

Se ε varia con legge sinusoidale e se il carico incide per un “lungo periodo”, utilizzando le pseudo deformazioni invece delle deformazioni fisiche, la relazione costitutiva delle tensioni può essere riscritta come:

$$\sigma = \int_0^t E(t - \tau) \frac{d\varepsilon}{d\tau} d\tau \quad \rightarrow \quad \sigma = E_R \cdot \varepsilon^R \quad (2.18)$$

Tale equazione, valida in campo lineare, concede la possibilità di ridurre fenomeni viscoelastici a fenomeni di tipo elastico, semplificando notevolmente la comprensione del problema.

2.3.2 La “Continuum Damage Theory”

L’idea alla base della *Continuum Damage Theory* assume che qualsiasi riduzione della rigidità sia legata al danno che il materiale subisce.

Un materiale viscoelastico dimostra una relazione di tipo lineare tra lo stress e la pseudo deformazione, sotto carico, per poi evolvere ed entrare in una regione di tipo non lineare quando nel materiale iniziano a manifestarsi e diffondersi delle microfessurazioni, con una conseguente diminuzione del modulo secante istantaneo.

Le equazioni cardini di tale teoria sono essenzialmente tre:

Pseudo strain energy density function:

$$W^R = f(\varepsilon^R, S) \quad (2.19)$$

Relazione Stress – pseudo strain:

$$\sigma = \frac{\partial W^R}{\partial \varepsilon^R} \quad (2.20)$$

Legge di evoluzione del danno:

$$\frac{\partial S}{\partial t} = \left(- \frac{\partial W^R}{\partial S} \right)^\alpha \quad (2.21)$$

Dove:

- W^R è la pseudo strain energy density;
- ε^R è la pseudo strain;
- S è un parametro di danno (variabile di stato interna);
- α è il damage evolution rate.

La teoria continua del danno, di conseguenza, considera un corpo danneggiato, con una certa rigidezza, come un corpo non danneggiato avente una rigidezza ridotta. Infatti, si trascurano quelli che sono i comportamenti a livello di microscala, cercando di andare a caratterizzare il materiale secondo osservazioni su scala macroscopica.

A livello di macroscopico, il metodo più conveniente per valutare l'integrità strutturale del materiale, rappresentata nello specifico dalla sua rigidezza effettiva, sarebbe quello di considerare il modulo secante istantaneo, il cui uso diretto per lo studio di miscele bituminose, risulta pertanto complesso a causa della sua dipendenza dal tempo.

Per questo motivo, la riduzione di rigidezza all'interno del campione viene identificata grazie all'ausilio del modulo pseudo secante C (o pseudo rigidezza), quantità tipicamente normalizzata tramite il fattore I per la variabilità campione-per-campione:

$$C(S) = \frac{\sigma}{\varepsilon^R \cdot I} \quad (2.22)$$

Per la quantificazione del danno, si utilizza invece la teoria del lavoro potenziale di Schapery, la quale è stata sviluppata per materiali elastici con evoluzione del danno crescente, basata sulla termodinamica dei processi irreversibili ed è particolarmente adatta per tale scopo.

Essa consiste nel valutare il danno per mezzo di una variabile di stato interna (S), rappresentativa dei cambiamenti microstrutturali che avvengono all'interno del materiale. Sfruttando il principio di corrispondenza elastico-viscoelastico, descritto precedentemente, anch'essa può essere estesa al campo dei materiali viscoelastici.

La relazione che sussiste tra il modulo pseudo secante C e la variabile interna di danno S è nota come relazione caratteristica di danno ed è una proprietà intrinseca del materiale, indipendente dalle condizioni di carico, descritta da una funzione monotona decrescente.

2.3.3 Principio Sovrapposizione Tempo-Temperatura

La rigidità nei materiali viscoelastici, come i conglomerati bituminosi, è dipendente dal tempo e dalla temperatura. Per descrivere l'intero range delle rigidità, le prove di rigidità andrebbero eseguite a diverse frequenze di carico e temperatura. Tuttavia, a causa delle limitazioni dei macchinari e dei tempi di prova, tale obiettivo è sempre difficile da raggiungere.

L'applicazione del principio denominato "Principio di equivalenza Tempo – Temperatura", permette la descrizione del comportamento evitando i problemi tecnici. Il principio recita:

"Pari variazioni delle caratteristiche visco-elastiche del bitume possono essere ottenute con variazioni del tempo di carico o con variazioni della temperatura; equivalentemente pari variazioni delle grandezze visco-elastiche del bitume possono essere ottenute con variazioni delle frequenze di oscillazione o con variazioni della temperatura".

Lo stesso valore di rigidità è essere ottenuto con test a basse temperature con carichi di lunga durata, ovvero con test ad alte temperature ma con carichi di breve durata. Gli effetti del tempo e della temperatura sono combinati in un unico singolo parametro, chiamato tempo ridotto (o frequenza ridotta).

L'equazione 2.23 esprime il modulo dinamico in funzione della frequenza ridotta ad una data frequenza e temperatura:

$$|E^*(f, T)| = |E^*(f_R)| \quad (2.23)$$

Dove:

- f_R rappresenta la frequenza ridotta;
- f è la frequenza ad una data temperatura T ;
- a_T rappresenta lo *shift factor* per la temperatura T .

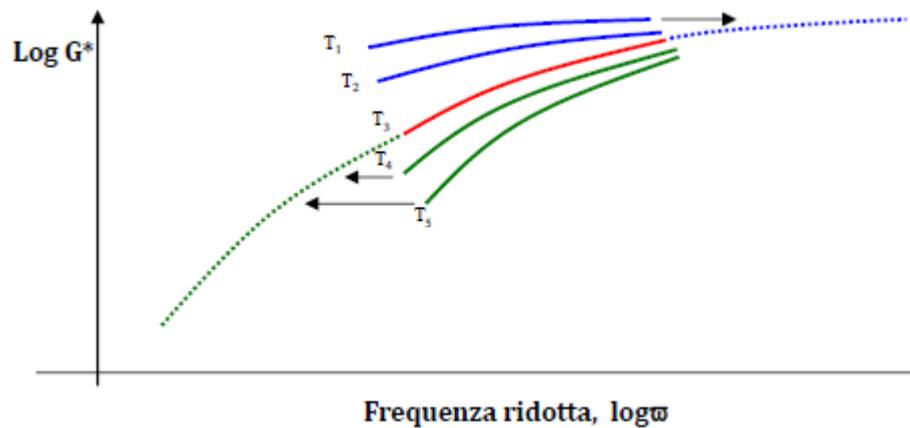


Figura 2.6 – Rappresentazione del principio di sovrapposizione Tempo - Temperatura

Questa proprietà consente di traslare orizzontalmente i valori di modulo a differenti temperature e per una certa temperatura di riferimento, andando a formare così un'unica singola curva detta *Master Curve*, che descrive il comportamento costitutivo dei conglomerati bituminosi.

2.3.4 Il Modello di Maxwell Generalizzato (Serie di Prony)

Il modello VECD si basa su un modello analogico di Maxwell generalizzato. Questo è composto da n-modelli semplici di Maxwell, ovvero un sistema molla-dissipatore in serie, disposti in parallelo tra loro.

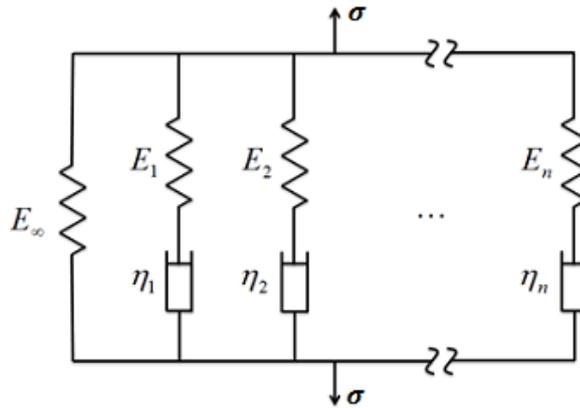


Figura 2.7 Modello di Maxwell generalizzato

Il modulo di rilassamento è espresso da una serie di termini esponenziali (serie di Prony):

$$E(t) = E_{\infty} + \sum_{i=1}^n E_i \cdot e^{\left(-\frac{t}{\rho_i}\right)} \quad (2.24)$$

Dove:

- n è il numero totale dei termini di Prony utilizzati;
- $E(t)$ è il modulo di rilassamento in funzione del tempo t ;
- E_{∞} è il long-time equilibrium modulus;
- E_i è il modulo del numero dei termini di Prony;
- ρ_i è il tempo di rilassamento dei termini di Prony.

2.3.5 Il Modello S-VECD

L'elevato onere computazionale richiesto dall'applicazione del modello rigoroso ha portato il prof. Underwood della North Carolina State University alla formulazione di un modello semplificato S-VECD [30]. Come descritto dalla norma AASHTO TP 107-14 [28] si riportano le equazioni funzionali all'implementazione del modello:

$$\varepsilon^R = \begin{cases} \varepsilon^R = \frac{1}{E_R} \int_0^\xi E(\xi - \tau) \frac{d\xi}{d\tau} d\tau & \xi \leq \xi_P \\ (\varepsilon^R_{0,ta})_i = \frac{1}{E_R} \cdot \frac{\beta + 1}{2} [(\varepsilon_{0,pp})_i \cdot |E^*|_{LVE}] & \xi > \xi_P \end{cases} \quad (2.24)$$

$$C = \begin{cases} C = \frac{\sigma}{\varepsilon^R \cdot DMR} & \xi \leq \xi_P \\ C^* = \frac{(\beta + 1)\sigma_{pp}}{2 \cdot \varepsilon^R_{0,ta} \cdot DMR} & \xi > \xi_P \end{cases} \quad (2.25)$$

$$dS = \begin{cases} (dS_{\text{transient}})_{\text{timestep } j} = \left(-\frac{DMR}{2} \cdot (\varepsilon^R)_j^2 \cdot \Delta C_j \right)^{\frac{\alpha}{1+\alpha}} \cdot (\Delta \xi)_j^{\frac{1}{1+\alpha}} & \xi \leq \xi_P \\ (dS_{\text{cyclic}})_{\text{cycle } i} = \left(-\frac{DMR}{2} \cdot (\varepsilon^R_{0,ta})^2 \cdot \Delta C_i \right)^{\frac{\alpha}{1+\alpha}} \cdot [\Delta N_i \cdot \xi_P \cdot K_1]^{\frac{1}{1+\alpha}} & \xi > \xi_P \end{cases} \quad (2.26)$$

Dove:

- τ è la variabile di integrazione;
- ξ è il tempo ridotto (*reduced time*);
- ξ_P è il tempo di impulso ridotto (*reduced pulse time*);
- $\varepsilon_{0,pp}$ è l'ampiezza della deformazione peak-to-peak del ciclo specifico;
- $\varepsilon^R_{0,ta}$ è l'ampiezza della pseudo deformazione in trazione del ciclo specifico;
- $\sigma_{0,pp}$ è l'ampiezza peak-to-peak dello stress del ciclo specifico;
- β è il fattore di forma del carico (*load form factor*);
- $E(\xi)$ è il modulo di rilassamento viscoelastico lineare (LVE);
- dS è l'incremento di danno crescente durante gli step di calcolo;
- ΔC_j è la differenza finita tra i valori consecutivi di C al tempo j ed al tempo $j - 1$;
- $\Delta \xi$ è la differenza finita tra il tempo ridotto al time step j ed al time step $j - 1$;

- ΔN_i è il numero di cicli tra gli step di calcolo per la porzione ciclica.
- K_1 è il fattore di andamento del carico (*loading shape factor*);
- DMR è il dynamic modulus ratio;
- α è il damage evolution rate.

2.3.6 Il Calcolo dei coefficienti di Prony del Modulo di Rilassamento

Il modulo di rilassamento è descritto da una serie di Prony come segue:

$$E(t) = E_\infty + \sum_{i=1}^n E_i \cdot e^{\left(\frac{-t}{\rho_i}\right)} \quad (2.27)$$

Dove i termini di Prony, E_i , sono dati dalla seguente equazione:

$$E_i = [B]_{mi}^{-1} \times \{E'\}_{norm} \quad (2.28)$$

Dove:

- $[B]_{mi}$ è la relaxation kernel matrix;
- $\{E'\}_{norm}$ è lo shifted storage modulus.

Il calcolo richiede i dati di prova di modulo dinamico del singolo campione: temperature e frequenze di prova, modulo dinamico (E^*) e angolo di fase (θ).

Si calcola dunque il modulo elastico E' , per ogni combinazione di temperatura e frequenza, la frequenza angolare (ω) e la frequenza angolare ridotta (ω_R), rispettivamente con le Equazioni 2.29, 2.30, 2.31.

$$E' = |E^*| \cdot \cos\left(\frac{\theta \cdot \pi}{180}\right) \quad (2.29)$$

$$\omega = 2 \cdot \pi \cdot f \quad (2.30)$$

$$\omega_R = \omega \cdot a_T \quad (2.31)$$

Il calcolo della frequenza ridotta dipende dallo *shift factor* a_T come Equazione 2.32.

$$a_T = 10^{\frac{E_a}{2,303 \cdot R} \left(\frac{1}{273,15+T} - \frac{1}{273,15+T_{ref}} \right)} \quad (2.32)$$

Dove:

- T è la temperatura [°C];
- T_{ref} è la temperatura di riferimento [°C];
- E_a è l'energia di attivazione [J/mol];
- R è la costante dei gas universale [8,314 J/(K·mol)].

Si calcola dunque la curva maestra del singolo campione, come descritto nel paragrafo 2.1.1.

Per fare ciò, si esegue un processo di ottimizzazione dei parametri della funzione sigmoideale, in modo tale da ridurre al minimo il valore della OF_{log} , detta anche funzione obiettivo.

$$OF_{log} = \sum_{j=1}^M \left[\log(E'_{fit})_j - \log(E'_{meas})_j \right]^2 \quad (2.33)$$

Dove M rappresenta il numero totale di combinazioni di temperature e frequenze interessate. Tale funzione obiettivo rappresenta lo scarto quadratico medio tra il logaritmo del modulo elastico “*fitted*”, calcolato mediante la funzione sigmoideale e il logaritmo del modulo elastico “*measured*”, calcolato dall’equazione 2.29. Il modulo elastico fittato è calcolato applicando l’espressione:

$$\log[E'(\omega_R)] = k + \frac{max - k}{1 + e^{\delta + \gamma \cdot \log(\omega_R)}} \quad (2.34)$$

Ove k , β , δ e γ sono coefficienti di ottimizzazione da determinare che descrivono l’andamento della curva. Il parametro *max*, cui la norma non assegna un nome, risulta dipendere dal valore di VMA (*Voids in Mineral Aggregates*) e di VFA (*Voids Filled with Asphalt*) del materiale.

$$P_C = \frac{\left(20 + \frac{435.000 \cdot VFA}{VMA} \right)^{0.58}}{650 + \left(\frac{435.000 \cdot VFA}{VMA} \right)^{0.58}} \quad (2.35)$$

$$max = P_C \left[A \left(1 - \frac{VMA}{100} \right) + B \left(\frac{VFA \cdot VMA}{10000} \right) \right] + \frac{1 - P_C}{\left[\frac{\left(1 - \frac{VMA}{100} \right)}{A} + \frac{VMA}{B \cdot VFA} \right]} \quad (2.36)$$

Dove:

- A rappresenta una costante pari a 29.000.000 se il calcolo viene condotto in {kPa};
- B è pari a 3.000.000 se il calcolo viene condotto in {kPa}.

Una volta eseguita l'ottimizzazione dei parametri, il parametro k viene utilizzato per il calcolo del minimo valore del modulo dinamico (*long-time equilibrium modulus*).

$$E_\infty = 10^k \quad (2.37)$$

Infine, sottraendo il *long-time equilibrium modulus* da ogni modulo elastico calcolato tramite la funzione sigmoideale, è possibile ottenere le rispettive componenti del vettore $\{E'\}_{norm}$.

$$E'_{norm} = E' - E_\infty \quad (2.38)$$

2.3.7 Il Calcolo delle Pseudo-Strain

Il calcolo delle pseudo-strain è calcolato tramite il modello rigoroso solo per i dati registrati nel dominio del tempo, ovvero ogni millesimo di secondo, e solo per i dati dei primi cinque cicli di prova. Questi sono tagliati al primo picco di tensione registrato dal macchinario. Tali dati saranno necessari nella formulazione del modello, cui seguono in coda i dati medi registrati nel dominio dei cicli.

Di conseguenza sul foglio di calcolo si riportano le informazioni relative ai cicli, alla tensione e alla deformazione, registrate durante il test.

Successivamente, si calcola il tempo ridotto, la variazione di deformazione e la variazione del tempo ridotto attraverso le equazioni 2.39, 2.40, 2.41.

$$t_R = \frac{t}{a_T} \quad (2.39)$$

$$\Delta Strain_i = \varepsilon_i - \varepsilon_{i-1} \quad (2.40)$$

$$\Delta \text{Reduced Time}_i = t_{R,i} - t_{R,i-1} \quad (2.41)$$

Infine, si determina una matrice di valori η_m^n , denominate variabili di stato e che fisicamente rappresentano le tensioni delle coppie molla – dissipatore viscoso, nel modello di Maxwell generalizzato.

Il calcolo delle suddette variabili di stato all'interno della matrice si discrimina per la prima riga tramite l'equazione 2.42, mentre per le successive si utilizza l'equazione 2.43. In più, all'interno del calcolo delle pseudo deformazioni vi è il termine η_0 , chiamato variabile di stato elastica, ottenuto moltiplicando la deformazione per il *long-time equilibrium modulus*.

$$\eta_{0,i} = E_\infty \cdot \varepsilon_i \quad (2.42)$$

$$\eta_1^1 = E_1 \cdot \rho_1 \left(\frac{\Delta \varepsilon^1}{\Delta t_R^1} \right) \left[1 - e^{-\frac{\Delta t_R^1}{\rho_1}} \right] \quad (2.43)$$

Dove:

- η_1^1 è il valore del primo termine della variabile di stato al primo step temporale;
- E_1 è il valore del coefficiente di Prony per il primo termine di Prony;
- ρ_1 è il valore del tempo di rilassamento per il primo tempo di rilassamento;
- $\Delta \varepsilon^1$ è la variazione della deformazione che si verifica al primo step temporale;
- Δt_R^1 è la variazione del tempo che si verifica al primo step temporale.

$$\eta_m^{n+1} = e^{-\frac{\Delta t_R}{\rho_m}} \cdot \eta_m^n + E_m \cdot \rho_m \left(\frac{\varepsilon^{n+1} - \varepsilon^n}{\Delta t_R} \right) \left[1 - e^{-\frac{\Delta t_R}{\rho_m}} \right] \quad (2.44)$$

Dove:

- η_m^{n+1} è il valore del primo termine della variabile di stato allo step temporale $n+1$;
- η_m^n è il valore del termine della variabile di stato inerente all' m -esimo termine di Prony e all' n -esimo step temporale;
- Δt_R è la durata dell'intervallo temporale del tempo ridotto;
- ρ_m è il valore del tempo di rilassamento dell' m -esimo tempo di rilassamento;
- E_m è il valore del coefficiente di Prony dell' m -esimo termine di Prony;

- $\Delta\varepsilon^{n+1} = \varepsilon^{n+1} - \varepsilon^n$ è la variazione nella strain che si rileva allo step temporale $n+1$.

Completata la matrice delle variabili di stato, si effettua il calcolo delle pseudo deformazioni andando a sommare tutte le variabili di stato dei termini di Prony e le variabili di stato elastiche, usando l'equazione 2.45.

$$\varepsilon^{R(n+1)} = \frac{1}{E_R} \left[\eta_0^{n+1} + \sum_{m=1}^N \eta_m^{n+1} \right] \quad (2.45)$$

Nell'espressione compare anche il modulo di riferimento E_R , ma come detto in precedenza, esso viene aggiunto solamente per questioni di compatibilità dimensionale.

2.3.8 Il Calcolo del Continuum Damage Power Term

Si descrive ora la procedura necessaria al calcolo del *continuum damage power term* (α), usando i coefficienti di Prony (paragrafo 2.3.6).

Tale termine esponenziale è legato alla pendenza del modulo di rilassamento; il suo valore è determinato mediante una minimizzazione dello scarto quadratico medio tra la pendenza logaritmica del modulo di rilassamento (serie di Prony) in funzione del tempo ed una distribuzione normale (Gaussiana).

Si imposta nel foglio di calcolo una matrice di 200 righe, ognuna delle quali dipende dal primo valore del tempo ridotto, che la norma consiglia pari a 1×10^{-6} e da un fattore moltiplicativo denominato "*dt-Multiplication Factor*" ($dt - MF$).

Il tempo ridotto nell' i -esima riga della matrice varrà:

$$t_i = t_{i-1} \cdot (dt - MF) \quad (2.46)$$

Successivamente, si procede al calcolo della pendenza logaritmica del modulo di rilassamento e della distribuzione Gaussiana, rispettivamente con le equazioni 2.47 e 2.48.

$$\frac{d \log E(t)}{d \log(t)} = - \frac{\sum_{m=1}^N -E_m \cdot e^{-\frac{t}{\rho_m}} \cdot \frac{t}{\rho_m}}{E_\infty + \sum_{m=1}^N E_m \cdot e^{-\frac{t}{\rho_m}}} \quad (2.47)$$

$$\frac{d \log E(t)}{d \log(t)} = n \cdot e^{-\frac{[\log(t)-\mu]^2}{2v^2}} \quad (2.48)$$

Dove:

- n rappresenta l'ampiezza della distribuzione (o l'altezza del picco);
- μ rappresenta il centroide della distribuzione (o la posizione del picco);
- v rappresenta la deviazione standard della distribuzione.

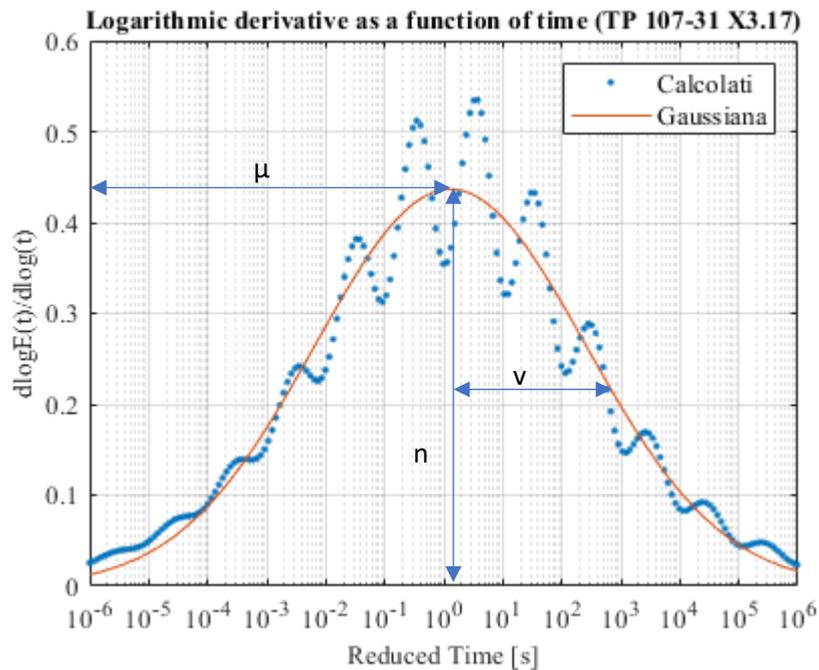


Figura 2.8 – Rappresentazione della pendenza logaritmica del modulo di rilassamento in funzione del tempo

Infine, si calcola lo scarto quadratico medio tra le due funzioni (equazione 2.49), la cui sommatoria costituisce la cella obiettivo per il processo di ottimizzazione dei tre parametri (n, μ, v), i cui valori iniziali sono impostati secondo normativa rispettivamente pari a 0.4, 2 e 4.

$$SD_j = \left[\left(\left(\frac{d \log E(t)}{d \log(t)} \right)_{Gaussian} \right)_j - \left(\left(\frac{d \log E(t)}{d \log(t)} \right)_{calculated} \right)_j \right]^2 \quad (2.49)$$

$$OF = \sum_{j=1}^{200} SD_j \quad (2.50)$$

Una volta completato tale processo, il *continuum damage power term* $[\alpha]$ può essere dedotto tramite l'equazione 2.51.

$$\alpha = \frac{1}{n} + 1 \quad (2.51)$$

Il fattore moltiplicativo $dt - MF$ influenza lo spazio logaritmico del tempo ridotto. L'operatore deve modificare manualmente tale valore, inizialmente pari a 1.2, al fine di rendere la curva dei valori quanto più simmetrica possibile.

Nei due grafici sottostanti, Figura 2.9 e Figura 2.10, viene riportato un esempio di quanto sopradetto.

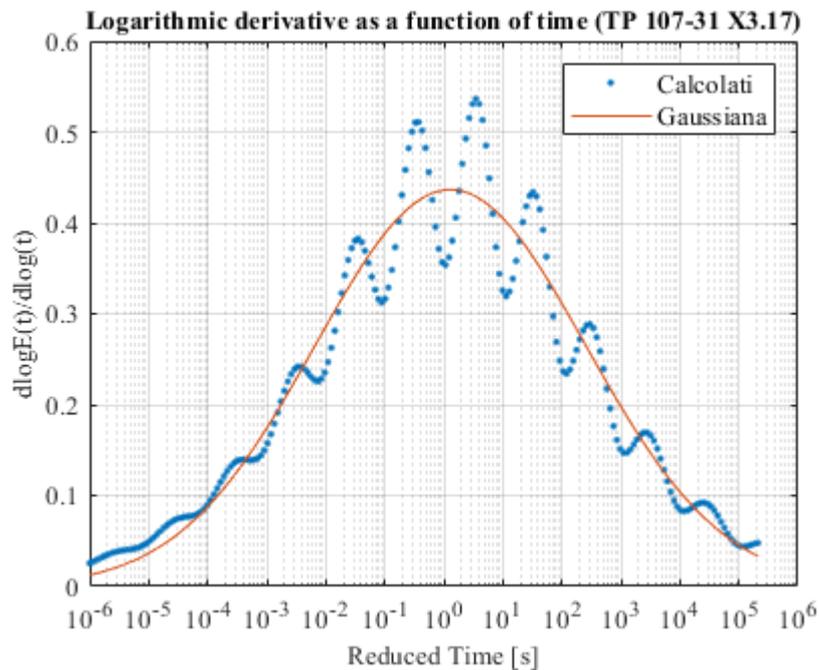


Figura 2.9 – Pendenza logaritmica del modulo di rilassamento calcolata con $dt-MF$ pari a 1.2

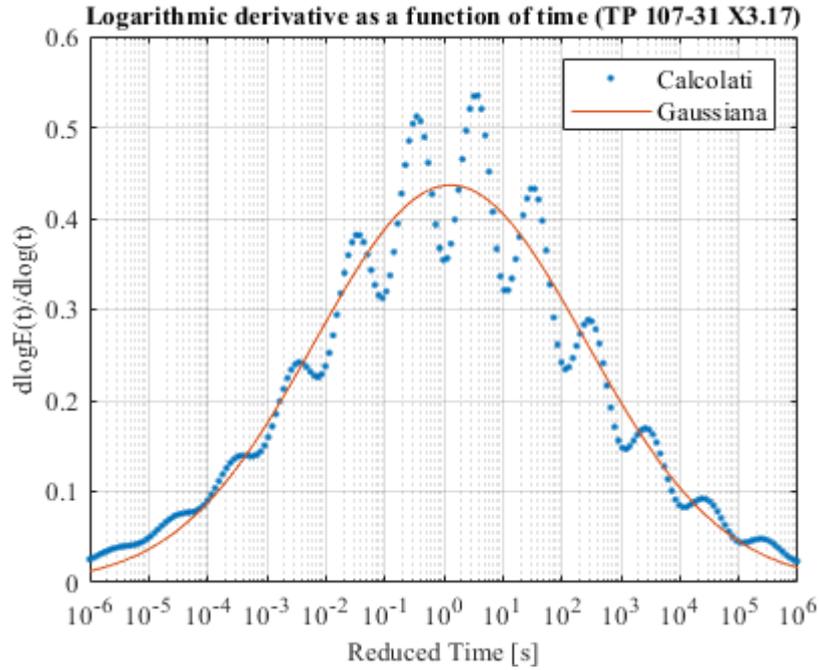


Figura 2.10 – Pendenza logaritmica del modulo di rilassamento dopo aver modificato il dt-MF (1.17)

2.3.9 Il Calcolo del Dynamic Modulus Ratio (DMR)

Il *Dynamic Modulus Ratio*, DMR, è un parametro di compensazione per la variabilità dei campioni testati. È calcolato tramite il rapporto:

$$DMR = \frac{|E^*|_{\text{fingerprint}}}{|E^*|_{LVE}} \quad (2.52)$$

Dove:

- $|E^*|_{\text{fingerprint}}$ rappresenta il modulo dinamico determinato durante il fingerprint test;
- $|E^*|_{LVE}$ rappresenta il modulo dinamico viscoelastico lineare del materiale nelle stesse condizioni di temperatura e frequenza alla quale viene eseguito il test.

Il modulo viscoelastico può essere calcolato mediante l'equazione 2.53.

$$|E^*|_{LVE} = \sqrt{(E')^2 + (E'')^2} = \sqrt{\left[E_{\infty} + \sum_{m=1}^N \frac{E_m \cdot \omega_R^2 \cdot \rho_m^2}{\omega_R^2 \cdot \rho_m^2 + 1} \right]^2 + \left[\sum_{m=1}^N \frac{E_m \cdot \omega_R \cdot \rho_m}{\omega_R^2 \cdot \rho_m^2 + 1} \right]^2} \quad (2.53)$$

In cui:

- ω rappresenta la frequenza angolare utilizzata nel fingerprint test;
- ω_R rappresenta la frequenza angolare ridotta usata nel fingerprint test;
- E_∞, E_m, ρ_m rappresentano i termini della serie di Prony.

2.3.10 Il Calcolo del Fattore di Aggiustamento (K_1)

Il fattore di aggiustamento K_1 è un coefficiente inserito nelle operazioni matematiche del modello S-VECD, in quanto quest'ultimo assume implicitamente che la pseudo strain sia costante all'interno del singolo ciclo, fatto non sempre vero.

Al fine di correggere tale problema, l'equazione dell'incremento di danno crescente tra gli step di calcolo (dS_i) presenta questo termine aggiuntivo rispetto alla formulazione del modello rigoroso.

FORMULAZIONE MODELLO RIGOROSO:

$$dS_i = \left(-\frac{1}{2} \cdot (\varepsilon^R)_i^2 \cdot \Delta C_i \right)^{\frac{\alpha}{1+\alpha}} \cdot (\Delta \xi)_i^{\frac{1}{1+\alpha}} \quad (2.54)$$

FORMULAZIONE MODELLO SEMPLIFICATO:

$$dS_i = 0 \quad \text{se } C_i^* > C_{i-1}^* \quad (2.55)$$

$$dS_i = \left(-\frac{DMR}{2} \cdot (\varepsilon_{ta}^R)_i^2 \cdot \Delta C_i^* \right)^{\frac{\alpha}{1+\alpha}} \cdot (\Delta \xi)_i^{\frac{1}{1+\alpha}} \cdot (K_1)^{\frac{1}{1+\alpha}} \quad \text{se } C_i^* \leq C_{i-1}^* \quad (2.56)$$

Dove:

$$\varepsilon_{ta}^R = \frac{\beta + 1}{2} \varepsilon_{PP}^R \quad (2.57)$$

$$\Delta \xi = \xi_i - \xi_f \quad (2.58)$$

Come si può notare dal confronto tra le due equazioni, oltre all'aggiunta del fattore K_1 , si sostituisce la pseudo deformazione (ε^R) con la pseudo deformazione di trazione ($\varepsilon_{0,ta}^R$), il time step $\Delta\xi$ con l'intervallo temporale del carico in trazione $\xi_i - \xi_f$ e si va a considerare il modulo pseudo secante (C^*).

Il coefficiente β , all'interno della formula della pseudo strain di trazione, rappresenta un fattore di forma del carico, legato allo stress che si verifica all'interno di un ciclo.

La crescita della frattura nel materiale è legata allo stress di trazione più che allo stress di compressione; inoltre, è difficile identificare il tempo iniziale e finale dello sforzo di trazione all'interno di un dato ciclo. L'introduzione del parametro β consente di by-passare il problema, andando a suddividere lo stress peak-to-peak del ciclo i -esimo in tensione di trazione (σ_{peak}) e in tensione di compressione (σ_{valley}), rapportando poi le due quantità.

$$\beta_i = \frac{(\sigma_{\text{peak}})_i + (\sigma_{\text{valley}})_i}{|\sigma_{\text{peak}}|_i + |\sigma_{\text{valley}}|_i} \quad (2.59)$$

Valori di β pari a 1 esprimono la storia di carico di quel ciclo in totale trazione; nel caso di valori di β vicini allo zero, descrivono metà della storia di carico di quel ciclo in tensione e metà in compressione; con β pari a -1, l'intera storia di carico di quel ciclo è tutta in compressione.

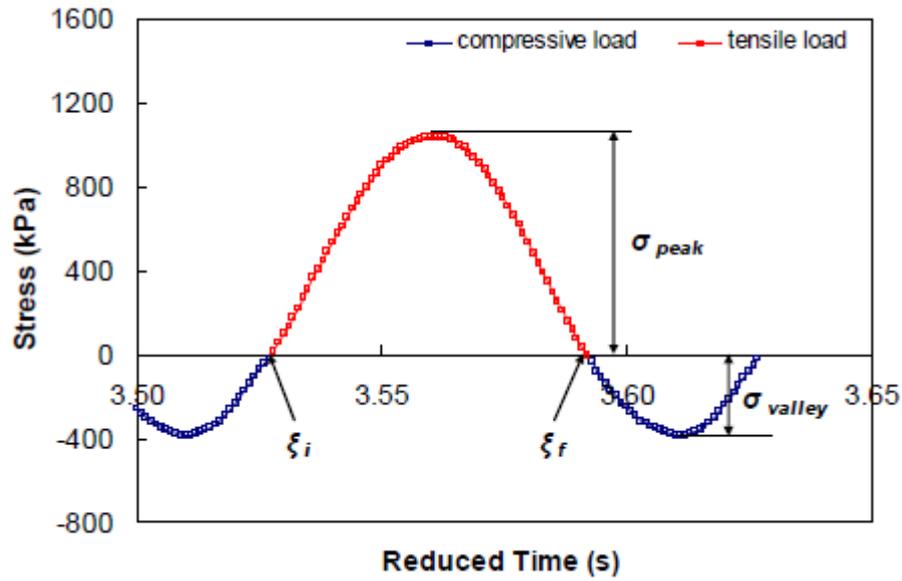


Figura 2.11 – Identificazione all'interno del ciclo i -esimo della tensione in trazione e di compressione

In definitiva, essendo il fattore correttivo K_1 un parametro rigorosamente dipendente dalla storia di carico $f(\xi)$ e assumendo che la crescita del danno all'interno del singolo ciclo sia piccola, il fattore K_1 può essere quantificato mediante il seguente integrale.

$$K_1 = \frac{1}{\xi_f - \xi_i} \int_{\xi_i}^{\xi_f} [f(\xi)]^{2\alpha} d\xi \quad (2.60)$$

Dove:

- $f(\xi)$ è la funzione che rappresenta la storia di carico;
- ξ_i rappresenta il tempo iniziale del carico in trazione per il ciclo i -esimo;
- ξ_f rappresenta il tempo finale del carico in trazione per il ciclo i -esimo;

Il tempo iniziale e finale del carico in trazione può essere determinato in maniera mediante le equazioni 2.61 e 2.62.

$$\xi_i = \frac{\pi}{\omega} - \frac{\pi - \cos^{-1}(\beta)}{\omega} \quad (2.61)$$

$$\xi_f = \frac{\pi}{\omega} + \frac{\pi - \cos^{-1}(\beta)}{\omega} \quad (2.62)$$

2.3.11 Le Curve Caratteristiche di Danno (CCD)

La curva caratteristica di danno (CCD), o “Damage Characteristic Curve”, esprime la relazione tra l’integrità strutturale (C) e la quantità di danno (S) di una data miscela bituminosa.

Si ricava a partire dal calcolo di S , una variabile di stato interna che quantifica il danno attraverso le variazioni microstrutturali che avvengono all’interno del campione.

Per calcolare il danno accumulato all’interno del materiale al ciclo i -esimo (S_i) è sufficiente andare a sommare il danno infinitesimo verificatosi dal primo ciclo di carico ($S_{\text{Initial Cycle}}$), considerando i successivi incrementi di danno fino al ciclo i -esimo:

$$S_i = S_{\text{Initial Cycle}} + \sum_{i=1}^N dS_i \quad (2.63)$$

Nel computo del danno totale non devono essere inclusi tutti i cicli presenti nel file di output della prova di fatica, ma devono essere considerati i valori fino al ciclo n -esimo, corrispondente al punto in cui si raggiunge la rottura del provino.

La rottura del provino è dovuta alla formazione di una macro-fessura nel campione, che solitamente è causata dalla coalescenza di microfessure in seguito ai ripetuti cicli di carico. La resistenza del materiale decresce vertiginosamente, perdendo la sua resistenza ai carichi esterni.

Per questa ragione si tiene conto del ciclo a rottura o failure cycle (N_f) per la quantificazione del danno totale che il campione ha subito durante tale prova.

Il criterio di rottura deve essere scelto dall’operatore, e deve essere uguale per tutti i campioni. Il criterio generalmente più usato è il picco dell’angolo di fase (Figura 2.12).

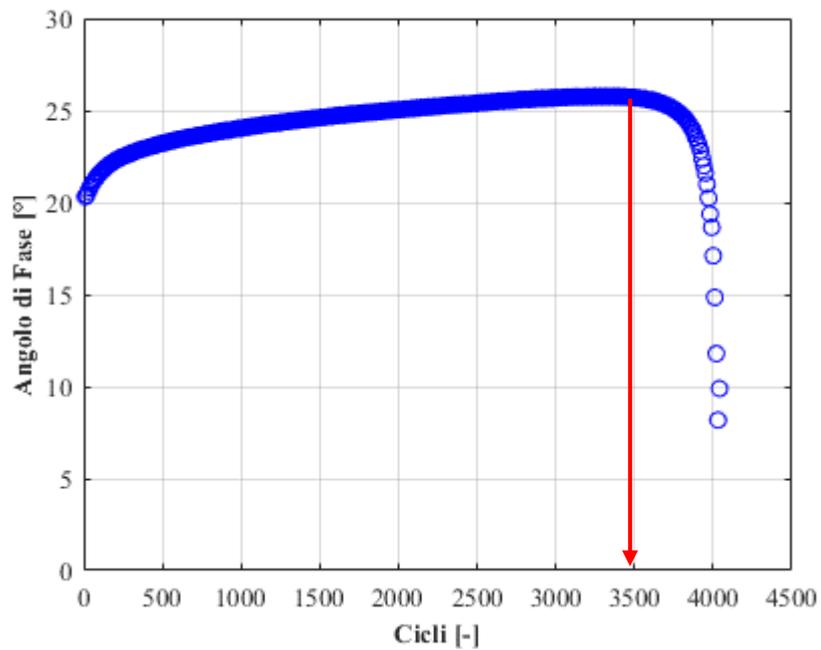
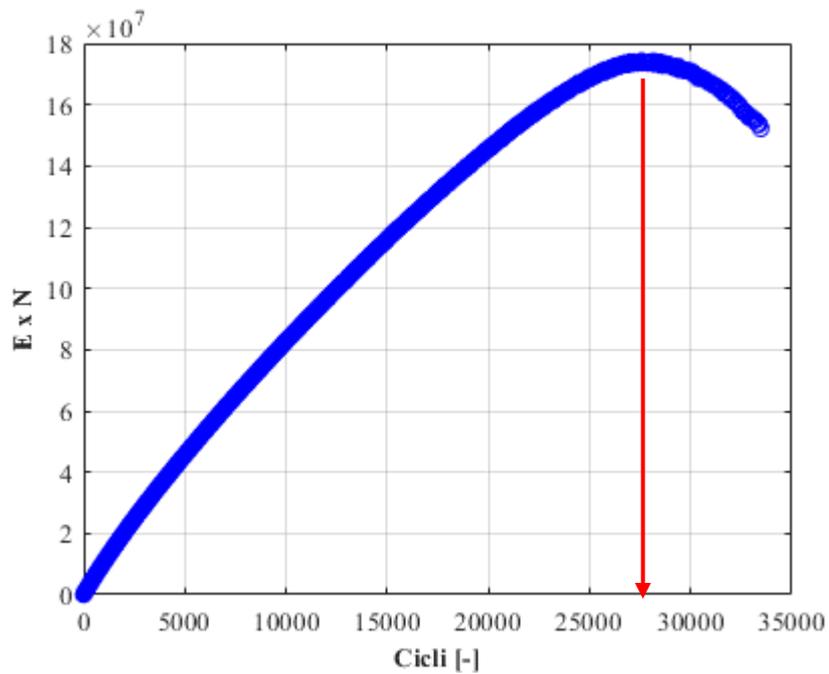


Figura 2.12 – Esempio di identificazione del picco dell'angolo di fase

Oltre al suddetto criterio di rottura, in letteratura sono presenti due ulteriori criteri:

- N_f corrisponde al ciclo in cui il modulo raggiunge in 50% del suo valore iniziale;
- N_f corrisponde al ciclo in cui si ritrova il valore di picco della curva E-N, ossia il prodotto del ciclo i -esimo per il modulo E a tale ciclo.



La quantificazione del danno accumulato è seguita dal calcolo dell'integrità del materiale. L'ottimizzazione può essere implementata seguendo due formulazioni: la prima è fornita dall'autore Kim, la quale calcola il modulo pseudo secante (C) utilizzando una legge di potenza, mentre la seconda è fornita dall'autore Underwood, attraverso una legge esponenziale.

$$C = 1 - y \cdot S^z \quad (2.64)$$

$$C = e^{a \cdot s^b} \quad (2.65)$$

Dove:

- y, z rappresentano dei coefficienti di ottimizzazione per il modello di potenza;
- a, b rappresentano dei coefficienti di ottimizzazione per il modello esponenziale.

La Normativa non esplicita preferenze su quale dei due modelli deve essere impiegato. La scelta di uno rispetto all'altro è lasciata all'operatore, che anche solo da un punto di vista visivo-qualitativo può scegliere quale descrivere meglio il comportamento a fatica della miscela.

CAPITOLO 3
IL LAVORO SPERIMENTALE

Il presente capitolo descrive le attività manuali svolte all'interno del laboratorio. I materiali impiegati per la realizzazione del conglomerato bituminoso oggetto di studio saranno introdotti e descritti nelle loro caratteristiche fondamentali. Saranno descritte le diverse fasi e i test di controllo necessari per la produzione dei provini e la loro preparazione per la fase di test con la macchina AMPT. I test meccanici di modulo dinamico, fatica e autoriparazione saranno introdotti nel loro protocollo, e saranno espresse delle prime considerazioni circa il lavoro di ricerca.

3.1 Gli aggregati

Gli aggregati lapidei formano lo scheletro litico del conglomerato bituminoso. Questi necessitano di una accurata caratterizzazione granulometrica, di rispettare standard di forma e dimensione, nonché di proprietà fisico-meccaniche sempre definite da normativa.

Gli aggregati utilizzati nella presente sperimentazione sono stati forniti da BrilladaVittorio&C. (SNC) mentre il filler è stato fornito dalla Nicem s.r.l.

Il conglomerato bituminoso di progetto comporta una scelta oculata dell'organizzazione degli aggregati in classi granulometriche, il cui andamento determinerà i quantitativi da utilizzare in fase di miscelazione. Si è deciso di suddividere gli aggregati in 3 classi granulometriche (0-5, 3-8 e 5-15) più il filler.

Ogni singola classe di aggregato è sottoposta a prova granulometrica secondo la metodologia descritta dalla Normativa UNI EN 993-1:2012 [31]: per la determinazione della distribuzione granulometrica degli aggregati mediante setacciatura fino ad una dimensione nominale di 0.063 mm.

Il metodo descritto prevede la setacciatura di un campione di materiale attraverso una serie di setacci a maglia quadra, impilati l'uno sopra l'altro e di dimensione decrescente dall'altro verso il basso.

Il numero di setacci e la dimensione delle maglie sono scelte in base alla natura del campione ed alla accuratezza prefissata. In Tabella 3.1 è riportata la serie di setacci scelta per la presente sperimentazione.

Setacci EN	Apertura setacci a maglia quadra [mm]							
		20	16	10	4	2	0.5	0.25

Tabella 3.1 Apertura setacci utilizzati

La massa del campione di materiale è scelta in funzione della dimensione massima dell'aggregato della classe considerata (Tabella 3.2).

Dimensione massima aggregato [mm]	Massa di aggregato [kg]
90	80
32	10
16	2.6
8	0.6
≤4	0.2

Tabella 3.2 Minimi di normativa

La prova consiste nelle seguenti fasi:

- Essiccazione del campione in forno ad una temperatura di $110 \pm 5^\circ\text{C}$, fino al raggiungimento di massa costante e lasciare poi raffreddare;
- Pesatura del campione non lavato (M_1);
- Lavaggio e nuova essiccazione per eliminare il filler che riveste gli aggregati grossolani;
- Pesatura del campione lavato (M_2);
- Setacciatura nella colonna di vagli con azione meccanica tramite piastra vibrante per 20 minuti (Figura 3.1);



Figura 3.1 Colonna di setacci per granulometria (sinistra), campione, setacci e macchinario a piastra vibrante (centro e destra)

- Pesatura del singolo setaccio (M_n);
- Pesatura del materiale vagliato caduto nel recipiente alla base della colonna di setacci (P);

Si procede con il calcolo del passante percentuale come da norma. In Tabella 3.3 e Figura 3.2 si riportano i risultati della analisi granulometriche delle singole classi.

Setacci EN	Classi di aggregato			
	Passante [%]			
D [mm]	Filler	0-5	3-8	5-15
20	100.0	100.0	100.0	100.0
16	100.0	100.0	100.0	97.6
10	100.0	100.0	100.0	35.0
4	100.0	90.3	42.1	0.4
2	100.0	68.1	17.5	0.3
0.5	99.5	25.3	4.9	0.3
0.25	98.5	13.2	3.7	0.3
0.063	91.0	5.1	2.4	0.2

Tabella 3.3 Passante percentuale ai setacci per classe di aggregato considerato

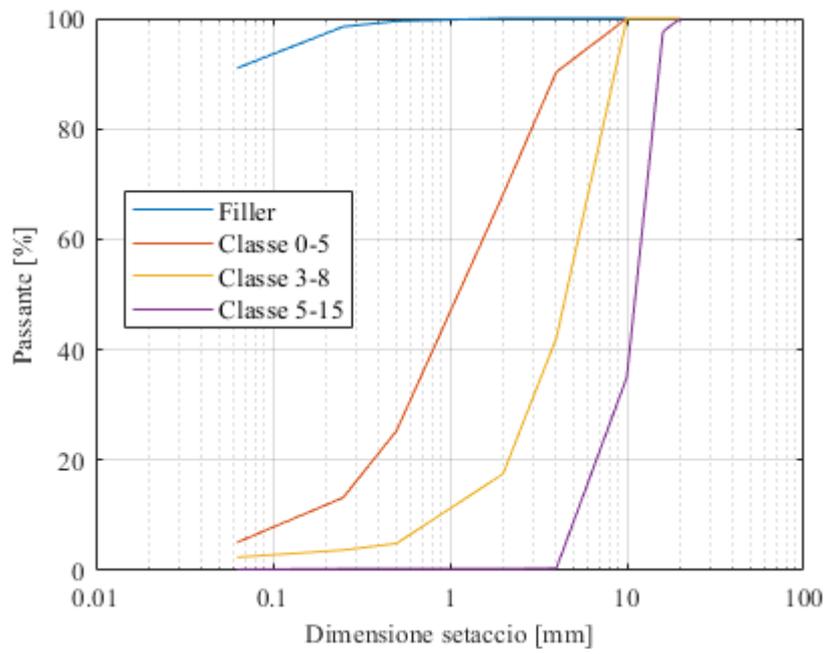


Figura 3.2 Curve granulometriche delle classi di aggregato considerato

3.2 Il bitume

Il bitume è il legante della miscela bituminosa, ovvero il componente che tiene assieme i granuli di aggregato. Il bitume è una miscela di idrocarburi di origine naturale o prodotto dal frazionamento del greggio. In questa sperimentazione di è utilizzato un bitume con grado di penetrazione 70/100, fornito dalla BITUMTEC S.r.l.

3.3 Il conglomerato bituminoso

Il conglomerato bituminoso è un mix ponderato di aggregati, composti da aggregato grosso fine e filler, e un legante ovvero il bitume. Al fine di ottenere determinate caratteristiche volumetriche e meccaniche i quantitativi dei singoli componenti della miscela sono opportunamente calcolati attraverso un processo di ottimizzazione.

Per il presente lavoro di tesi è stata scelta una miscela per uno strato di binder: in particolare è stato scelto dal Capitolato CIRS un conglomerato AC-16, dove AC identifica il tipo di miscela Asphalt Concrete” e 16 indica il diametro massimo dell’aggregato, in questo caso 16 mm.

3.3.1 Curva granulometrica di progetto

La scelta di una miscela AC-16 determina una specifica curva granulometrica, definita dal Capitolato, definita da due limiti, uno superiore ed uno inferiore, tra i quali la curva granulometrica di progetto del presente studio deve ricadere (Tabella 3.4).

Il capitolato suggerisce inoltre il contenuto di bitume che può essere impiegato nella miscela anch’esso espresso con un limite percentuale superiore ed inferiore (Tabella 3.5).

Setacci EN	Fusi granulometrici							
	Passante [%]							
D [mm]	Usura A (US)		Usura B (US)		Binder (BI)		Base (BA)	
31.5	-	-	-	-	-	-	100	100
20.0	-	-	-	-	100	100	80	100
16.0	100	100	-	-	90	100	70	95
12.5	90	100	100	100	73	80	45	70
8.0	70	90	70	90	45	56	35	60
4.0	40	55	40	60	28	38	25	50
2.0	25	38	25	38	16	24	20	35
0.5	11	20	11	20	11	18	6	20
0.25	8	15	8	15	4	8	4	14
0.063	6	10	6	10	100	100	4	8

Tabella 3.4 Fusi granulometrici Capitolato CIRS

	Usura A (US)	Usura B (US)	Binder (BI)	Base (BA)
% bitume riferito alla miscela	4.8-5.8	5.0-6.0	4.5-5.5	4.0-5.0
Spessori [cm]	>4	3-4	-	-

Tabella 3.5 Specifiche tecniche: contenuto di legante

Considerando i suddetti limiti percentuali è possibile calcolare la curva granulometrica di centro fuso (ovvero il valore medio dei due valori percentuali) per ogni setaccio: questa sarà considerata come curva granulometrica “obiettivo” per la curva granulometrica di progetto. Essendo a conoscenza della granulometria di ogni classe di aggregato a disposizione, attraverso un algoritmo di ottimizzazione, si calcolano i quantitativi da utilizzare di ogni classe per minimizzare lo scarto tra le due curve. La curva di progetto è stata calcolata considerando i setacci di apertura 20, 16, 10, 4, 2, 0.5, 0.25 e 0.063 mm, in quanto gli aggregati derivano da un precedente lavoro in laboratorio per cui sono stati analizzati tramite queste aperture.

Si riportano i risultati del processo di ottimizzazione: curva granulometrica di centro fuso e di progetto (Tabella 3.6 e Figura 3.3), percentuali di progetto delle classi a disposizione (Tabella 3.8) e la percentuale target di bitume della miscela (Tabella 3.7).

Setacci EN	Passante [%]			
	Limite inferiore	Limite superiore	Centro fuso	Design
20	100	100	100	100.0
16	90	100	95	99.1
10	73	80	76.5	76.8
4	45	56	50.5	48.9
2	28	38	33	35.7
0.5	16	24	20	17.5
0.25	11	18	14.5	12.8
0.063	4	8	6	9.0

Tabella 3.6 Curva granulometrica di progetto

Percentuale di Progetto di bitume
5.25 %

Tabella 3.7 Percentuale target di bitume

Percentuali di Progetto			
5-15	3-8	0-5	Filler
35.7%	20.9%	36.2%	7.2%

Tabella 3.8 Percentuali di progetto delle classi granulometriche considerate

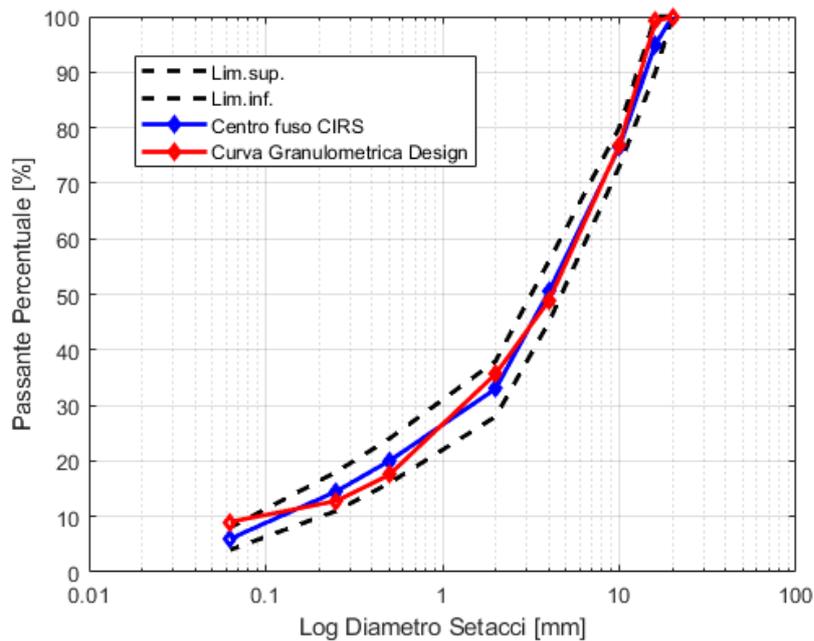


Figura 3.3 Curva granulometrica di progetto

Si nota come la curva granulometrica di progetto risulti coerente con il centro fuso per gli aggregati di diametro grossolano e medio mentre vi sono delle piccole differenze per gli aggregati più fini. La curva rispetta comunque i limiti imposti dal capitolato ed è pertanto idonea per la produzione del conglomerato della sperimentazione.

3.3.2 La miscelazione

La miscelazione è il processo di produzione del conglomerato bituminoso: i vari step per la miscelazione sono descritti dalla Normativa BS EN 12697-35 [32].

Una volta definiti i quantitativi di ogni classe di aggregato e di bitume occorre trovare la temperatura di miscelazione. La Normativa, al fine di favorire una buona lavorabilità, suggerisce per ogni classe di penetrazione del legante una temperatura di compattazione che questa non deve essere superata di oltre 20°C in fase di miscelazione.

In Tabella 3.9 sono riportate le temperature di compattazione e miscelazione.

Temperatura di compattazione [°C]	145
Temperatura di miscelazione [°C]	165

Tabella 3.9 Temperature di compattazione e miscelazione suggerite da normativa

Si riportano gli step del processo di miscelazione, come descritto da normativa:

- Pesatura delle frazioni di aggregato e del bitume nei quantitativi necessari al confezionamento della miscela di progetto;
- Riscaldamento degli aggregati e del legante in forno ventilato fino al raggiungimento della temperatura di miscelazione, prestando particolare importanza al legante verificando periodicamente il raggiungimento di uno stato fluido e lavorabile;
- Miscelazione tramite mixer automatico (Figura 3.4) per una durata di circa 6 minuti, verificando che il legante ricopra tutti gli aggregati omogeneamente;



Figura 3.4 Mixer automatico per miscelazione

- Prelievo di due campioni per successive analisi di controllo della miscela;
- Stoccaggio del conglomerato rimanente in sacchi da forno della quantità necessaria per le future compattazioni e produzione dei provini.

Ultimata la miscelazione si procede con le prove di massima massa volumica teorica (Par. 3.3.3), contenuto di bitume (Par. 3.3.4) e analisi granulometrica della miscela (Par. 3.3.5), al fine di verificare la buona riuscita del processo di miscelazione rispetto alle caratteristiche di progetto.

3.3.3 Massima massa volumica teorica (MMVT)

La prima verifica da effettuare è il calcolo della “Massima Massa Volumica Teorica”. Questa rappresenta la densità del materiale in esame nel caso di massimo addensamento, o vuoti nulli (per questo definita “teorica”).

La prova è stata eseguita secondo la Normativa UNI EN 12697-5 [33] secondo i seguenti passi:

- Preparazione del materiale. Il campione estratto dal mixer è steso e “sgranato” ovvero si separano manualmente i granuli e gli agglomerati. Successivamente il campione è quartato (suddiviso in 4 parti) per ottenere 4 campioni dal almeno 600 g ciascuno;
- Pesatura del picnometro vuoto (m_1). Riempimento dei picnometri con il materiale e pesatura comprensiva dei tappi di chiusura dei picnometri (m_2)
- Riempimento dei picnometri con acqua distillata e disareazione dell’aria intrappolata tra i granuli di materiale tramite apposita apparecchiatura a vuoto (Figura 3.5);



Figura 3.5 Picnometri sottovuoto (sinistra) e menisco d'acqua (destra)

Riempimento totale dei picnometri con acqua distillata e disareata, fino alla formazione sul beccuccio del tappo di un menisco di acqua (Figura 3.5);

Pesatura dei picnometri pieni (m_3) e rilevamento della temperatura dell'acqua (t);

Seguendo l'Equazione 3.1, si calcola la Massima Massa Volumica Teorica della miscela (Tabella 3.10).

$$\rho_{mv} = \frac{(m_2 - m_1)}{10^6 \cdot V_p - (m_3 - m_2)/\rho_w} \quad (3.1)$$

Dove

- ρ_{mv} è la massima massa volumica teorica in Mg/m^3 ;
- ρ_w è la densità dell'acqua distillata e disareata alla temperatura registrata t ;

MMVT [Mg/m^3]	2.554
--	--------------

Tabella 3.10 Massima massa volumica teorica della miscela

3.3.4 Contenuto di bitume

La percentuale di bitume nella miscela è stata calcolata seguendo la norma UNI EN 12697-39 [34], secondo i seguenti step:

- Un campione di conglomerato, prelevato direttamente dal mixer, è stato sgranato e raffreddato (Figura;
- Il campione è stato suddiviso in due parti e posizionato in un cestello di metallo a due piani. Si è registrato il peso totale del campione e del cestello (m_1) (Figura 3.6);

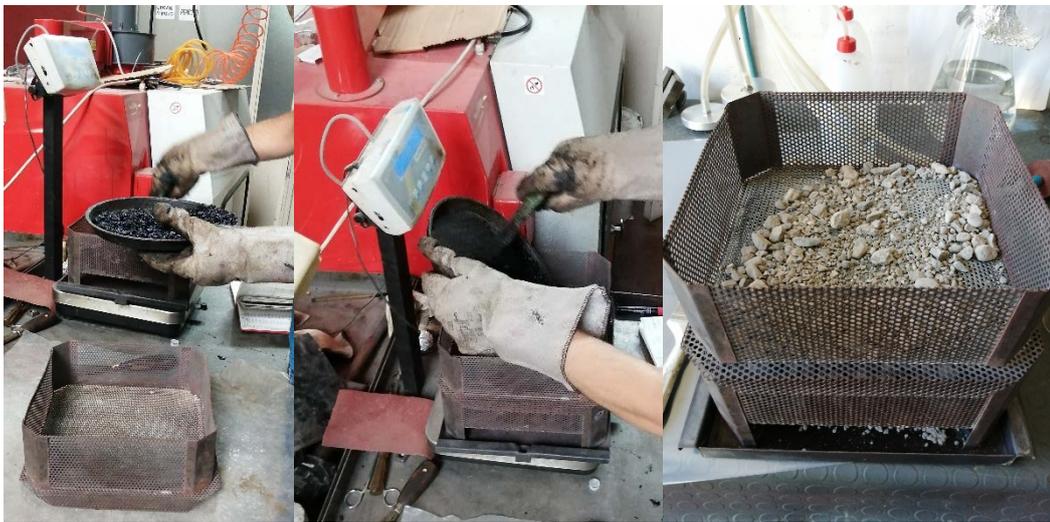


Figura 3.6 Test contenuto bitume per ignizione

- Si è posizionato il cestello in un forno apposito CARBOLITE, raggiungendo i 540 °C si supera la temperatura di ignizione del bitume che evapora, lasciando solo gli aggregati ed il filler;
- Raggiunto un peso costante, il cestello è estratto, lasciato a raffreddare e successivamente pesato (m_3).

Il contenuto di bitume (Tabella 3.11) è in seguito calcolato con l'Equazione 3.2 suggerita da normativa:

$$\%B_{conglomerato} = 100 \cdot \frac{m_1 - m_2}{m_1} \quad (3.2)$$

%B [%]	5.12 (target: 5.25%)
---------------	-----------------------------

Tabella 3.11 Percentuale di bitume miscela

3.3.5 Analisi granulometrica miscela

L'ultima prova di verifica della buona riuscita della miscelazione è la verifica della curva granulometrica (Figura 3.7) della miscela rispetto alla curva di progetto. Il campione di aggregato e filler rimasti dalla prova di contenuto di bitume (Figura 3.6) è stata setacciata secondo la norma UNI EN 993-1:2012 [31].

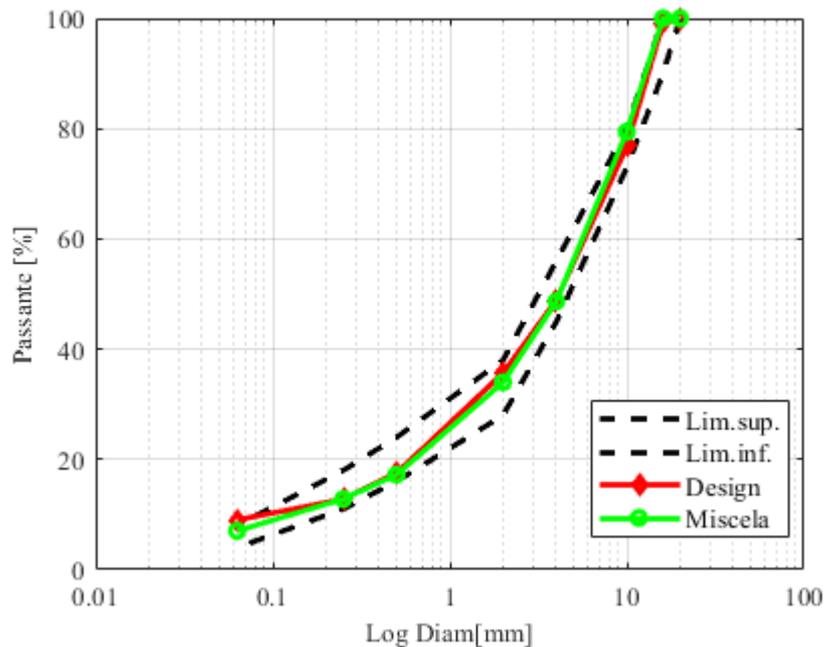


Figura 3.7 Analisi granulometrica scheletro litico della miscela

Come si evince da Figura 3.7, la curva granulometrica della miscela rispetta i limiti di Capitolato CIRS. In particolare, al livello del filler (<0.063 mm), la curva risulta essere inferiore rispetto alla curva di progetto, ricadendo nell'intervallo e non vicino al limite superiore come la curva rossa.

3.4 Preparazione dei campioni per le prove meccaniche

Concluse le operazioni di miscelazione e stoccaggio del conglomerato bituminoso, si procede per la produzione dei provini destinati alle prove di fatica e autoriparazione.

Nel presente lavoro di ricerca si è deciso di utilizzare provini cilindrici di diametro 38 mm e altezza 110 mm. Questi sono ricavati tagliando e carotando un campione compattato di diametro 150 mm e altezza 180 mm.

Di seguito si descrivono le operazioni di confezionamento di 4 provini 38x110 mm: durante la fase di stoccaggio si sono conservati 6 sacchi da 8 kg di conglomerato ciascuno necessari a 6 compattazioni di provini 150x180 mm, e alla produzione di un totale di 24 provini 38x110 mm (Figura 3.8).



Figura 3.8 Provino 150x180 mm tagliato e carotato per ottenere 4 provini 38x110 mm

3.4.1 Compattazione con Pressa a Taglio Giratoria

La fase di compattazione è eseguita per mezzo della pressa a taglio giratorio (Figura 3.9). Questo strumento consente di simulare la compattazione della stessa di conglomerato eseguita in campo. Il conglomerato è riscaldato alla sua temperatura di compattazione e inserito in fustelle metalliche, che a loro volta sono posizionate nella cella di carico della pressa. Il macchinario imprime una forza verticale (600 kPa) unitamente ad un moto giratorio della fustella, inclinata di 1.25° rispetto all'orizzontale, simulando il rullo compattatore in situ, favorendo una costante riorganizzazione dei granuli sino al grado di compattazione desiderato.

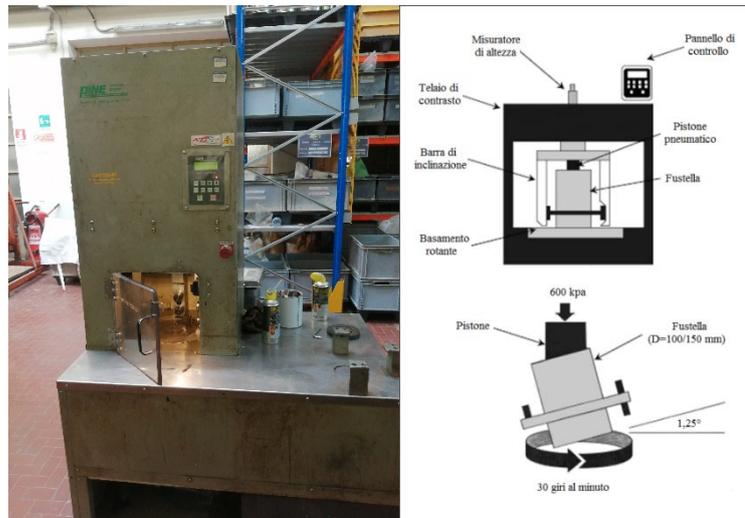


Figura 3.9 Pressa a taglio giratorio

Seguendo le procedure di compattazione della attinente Norma UNI EN 12697-31, campioni di diametro 150 mm e altezza 180 mm sono stati confezionati secondo i seguenti step:

- Preparazione fustella e conglomerato sciolto. La fustella metallica e i suoi piatti metallici superiore ed inferiore sono stati inseriti in forno alla temperatura di compattazione di 145°C. Contemporaneamente il sacco in cui è stato stoccato il conglomerato è stato inserito in forno ad una temperatura di 10°C oltre la temperatura di compattazione al fine di rendere lavorabile il conglomerato in tempi brevi.
- Una volta raggiunto il condizionamento della fustella e lo stato di operabilità del conglomerato, quest'ultimo è stato versato nella fustella nelle quantità necessarie, facendo attenzione ad inserire dei filtri di carta sulle superficie di contatto conglomerato-piatti metalli per favorirne l'estrazione.
- La fustella è stata nuovamente inserita in forno a 145°C per 40 minuti al fine di permettere al sistema fustella-conglomerato di raggiungere e stabilizzarsi alla temperatura di compattazione.
- Trascorsi i 40 minuti, la fustella è stata introdotta nella cella di carico della pressa. La compattazione è avvenuta secondo la modalità "specified height" che registra il numero di giri necessario affinché il campione raggiunga l'altezza prefissata (180 mm).
- Una volta conclusa la compattazione, il provino è stato estratto dalla fustella per mezzo di un pistone idraulico e lasciato raffreddare.

- Terminato il processo di compattazione si procede al calcolo delle “Rette di Lavorabilità”: queste forniscono il grado di compattazione (C [%]) in funzione del logaritmo del numero di giri impiegati. Le rette sono espresse dalla Formula 3.3:

$$C(\%) = C_1(\%) + k \cdot \ln(N_{giri}) \quad (3.3)$$

Dove

- C_1 è il parametro di auto-compattazione della miscela;
- k esprime la lavorabilità della miscela.

Infine, l’ultima operazione eseguita sui provini 150x180 mm è la determinazione della Massa Volumica e del contenuto di vuoti. Seguendo la Norma europea UNI EN 12697-6 [35], si è adoperata la procedura a Superficie Saturata Secca (SSD) secondo i seguenti step:

- Pesatura del provino secco (m_1);
- Pesatura del provino immersione in bagno d’acqua (m_2), dopo essersi assicurati che l’acqua sia penetrata in tutte le cavità superficiali del provino. Si rileva anche la temperatura dell’acqua.
- Pesatura della massa satura a superficie secca (m_3). Il campione è rimosso dal bagno d’acqua, asciugato superficialmente su un panno di pelle di camoscio umido e velocemente pesato.

La Massa Volumica Apparente (MVA) è calcolata tramite Equazione 3.4:

$$\rho_{bssd} = \frac{m_1}{m_3 - m_2} \rho_w \quad (3.4)$$

Dove:

- m_1 è la massa del campione pesato a secco;
- m_2 è la massa del campione saturo pesato in acqua;
- m_3 è la massa del campione saturo con la superficie secca;
- ρ_w è la massa volumica dell’acqua alla temperatura rilevata.

Nota la massa volumica del campione, è stato possibile determinare la percentuale dei vuoti (Equazione 3.5):

$$\%v = \left(1 - \frac{\rho_{bssd}}{\rho_{mv}}\right) \cdot 100 \quad (3.5)$$

Dove ρ_{mv} rappresenta la massima massa volumica teorica della miscela (Equazione 3.1).

3.4.2 Taglio e carotaggio

Segue la fase di taglio e carotaggio dei campioni 150x180 mm al fine di ottenere campioni conformi ai protocolli seguiti per le prove di fatica.

Il campione è stato dapprima tagliato tramite apposita taglierina diamantata (Figura 3.10). Dal campione di altezza 180 mm sono stati tagliati: 45 mm dalla parte superiore e 25 mm dalla parte inferiore al fine di ottenere un campione di altezza 110 mm e diametro 150 mm.



Figura 3.10 Taglierina diamantata (sinistra) e campione 150x180 mm con linee guida per il taglio (destra)

La fase di taglio è seguita dalla fase di carotaggio. Sulla superficie superiore del campione sono state tracciate delle linee guida per il carotaggio dei 4 campioncini di diametro 37 mm (Figura 3.11). Successivamente il provino è stato fissato all'interno della macchina carotatrice e abbassando la tazza diamantata a velocità lenta costante il campioncino 38x110 è stato carotato.



Figura 3.11 Provino tagliato con linee guida per carotaggio (sinistra) e carotatrice (destra)

Il diametro medio dei campioncini ottenuti è 37,2 mm, leggermente inferiore al protocollo adottato (38 mm) ma comunque conforme ai limiti di normativa.

Come prescritto da normativa, i campioni ottenuti sono stati misurati nella loro altezza in 4 punti diametralmente opposti tra loro e nel loro diametro in 3 punti (top, in mezzeria e bottom) per mezzo di un calibro. L'ortogonalità delle basi è stata inoltre verificata con l'ausilio di uno squadro, verificando l'angolo retto tra la faccia del campione e la superficie laterale del cilindro.

Infine, per ogni provino è stata calcolata la massa volumica apparente e il contenuto di vuoti, con la stessa procedura di Paragrafo 2.4.1 (procedura a Superficie Saturata Secca).

I provini sono stati inoltre nominati in funzione delle compattazioni eseguite durante il lavoro di laboratorio: nella fase di miscelazione sono stati stoccati 6 sacchi di conglomerato, ognuno sufficiente per una compattazione di un provino 150x180 mm; da ogni provino 150x180 mm si ricavano 4 provini 38x110 mm.

Ogni provino 150x180 mm è quindi identificato da una lettera (A, B, C, D, E e F).

Ogni provino 38x110 mm da un numero (1, 2, 3 e 4) e dalla lettera identificativa del provino 150x180 mm da cui è stato carotato. Si riportano in Tabella 3.12 e Tabella 3.13 le caratteristiche volumetriche dei provini prodotti.

ID	h_{media}	v
[-]	[mm]	[%]
A	179.8	2.8
B	180.0	2.5
C	179.5	2.1
D	179.3	2.0
E	179.3	2.1
F	179.3	2.1

Tabella 3.12 Caratteristiche geometriche e volumetriche provini 150x180 mm

ID	h_{media}	φ_{media}	v	VMA	VFA	ID	h_{media}	φ_{media}	v	VMA	VFA
[-]	[mm]	[mm]	[%]	[%]	[%]	[-]	[mm]	[mm]	[%]	[%]	[%]
1_A	107.2	37.3	2.0	14.4	86.1	1_D	111.3	37.2	1.6	14.0	88.5
2_A	108.6	37.3	1.8	14.3	87.0	2_D	112.1	37.2	1.6	14.0	88.9
3_A	107.0	37.2	1.8	14.2	87.4	3_D	111.8	37.2	1.4	13.9	89.6
4_A	107.7	60.7	2.9	15.2	80.9	4_D	111.2	37.2	2.0	14.4	86.1
1_B	109.8	37.2	2.7	15.0	81.9	1_E	109.4	37.2	1.6	14.1	88.4
2_B	109.8	37.2	1.8	14.2	87.4	2_E	108.7	37.2	2.2	14.5	85.1
3_B	110.9	37.2	2.2	14.5	85.1	3_E	108.9	37.2	1.7	14.1	88.2
4_B	110.5	37.2	2.0	14.4	85.8	4_E	109.2	37.2	1.4	13.8	90.0
1_C	109.1	37.2	2.0	14.4	86.2	1_F	110.8	37.2	2.1	14.5	85.6
2_C	109.2	37.2	2.4	14.7	83.9	2_F	110.6	37.2	1.7	14.1	88.1
3_C	109.8	37.2	2.5	14.8	83.2	3_F	110.7	37.2	1.6	14.1	88.4
4_C	109.8	37.2	2.2	14.6	84.9	4_F	110.9	37.2	1.7	14.1	88.2

Tabella 3.13 Caratteristiche geometriche e volumetriche provini 38x110 mm

3.5 Prove meccaniche

Nel presente paragrafo si descriveranno i macchinari utilizzati per la sperimentazione e delle necessarie fasi di preparazione e condizionamento dei provini. Si descriveranno inoltre le procedure e i protocolli per i test di modulo dinamico, di fatica e di auto-riparazione proposte.

3.5.1 Universal Testing Machine (UTM)

L'Universal Testing Machine (Figura 3.12) è una macchina di prova con sistema servo-idraulico, ideata per la caratterizzazione meccanica dei conglomerati bituminosi, come prove di rigidità o modulo dinamico, fatica, rotture per deformazione termica e deformazioni permanenti. La UTM in dotazione al Laboratorio di Materiali Stradali è dotata di una cella climatica per garantire le temperature di prova che ogni protocollo prescrive.

Nel presente lavoro di tesi, questo macchinario è stato utilizzato per la costruzione delle curve maestre del conglomerato di studio.



Figura 3.12 Cella climatica UTM (sinistra) e interno, attuatore (destra)

3.5.2 Asphalt Mixture Performance Tester (AMPT)

L'Asphalt Mixture Performance Tester (Figura 3.13) è un macchinario di prova con sistema servo-idraulico, ideata per lo studio dei conglomerati bituminosi. Dotata di una cella di carico con controllo di temperatura, il macchinario è stato utilizzato per le prove di fatica e di autoriparazione.



Figura 3.13 Asphalt Mixture Performance Tester (AMPT)

3.5.3 Apparati e preparazione dei campioni per i test

Si descrive la strumentazione necessaria per l'esecuzione delle prove.

Sei prismi a base esagonale (Figura 3.14): fungono da ancora per i supporti dei trasduttori della UTM e AMPT. Disposti a coppie lungo l'altezza del campione ad una interdistanza di 70 mm, si posizionano tra loro ad un angolo di 120° rispetto all'asse principale del campione. Sono incollati sulla superficie del campione tramite colla bicomponente Pattex Power Epoxy, grazie ad uno strumento dedicato ad aria compressa, dotato di bracci per il corretto posizionamento durante il tempo di asciugatura della colla.



Figura 3.14 Prismi a base esagonale, colla bifase e strumento di incollaggio

I piatti di carico: piatti di acciaio indurito da posizionare alle due estremità del campione al fine di favorire la corretta distribuzione del carico applicato dal macchinario durante le prove. Nel caso delle prove di modulo dinamico, i piatti sono cilindri di diametro poco superiore a quello dei campioni e, come richiesto da normativa, tra la superficie di contatto piatto-campione è posizionato un sandwich di fogli di lattice cosparsi di grasso (Figura 3.15). Nel caso delle prove di fatica, la geometria dei piatti comprende un cilindro di diametro simile a quello dei campioni ed una base più larga di dimensione pari agli apparati di aggancio della cella di carico AMPT (Figura 3.16), dotata di fori filettati per il fissaggio dei piatti nella cella di carico del macchinario. La modalità di prova in direct tension necessita l'incollaggio del campione con i piatti al fine di imprimere le forze di trazione. Per

questo sulla superficie campione-piatto è cosparso un adesivo epossidico bicomponente (Araldite, prodotta da Vantico S.r.l.). L'incollaggio dei piatti al campione è eseguito tramite apposito strumento per permette di tenere in posizione il campione rispetto ai piatti per il tempo necessario all'adesivo di rapprendersi e cristallizzare (Figura 3.16):

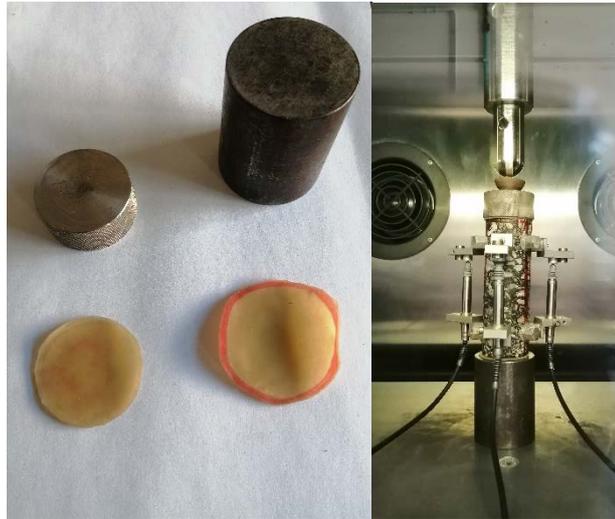


Figura 3.15 Piatti di carico UTM (sinistra) e set di prova modulo dinamico in UTM (destra)



Figura 3.16 Piatti di carico AMPT (sinistra) e strumento per incollaggio piatti (destra)

I Linear Variable Differential Transformer (LVDT): sono trasduttori induttivi che convertono il movimento lineare del piccolo pistoncino di cui sono dotati in segnale elettrico. Posizionati lungo la superficie laterale del campione, tramite i prismi esagonali descritti precedentemente, sono in totale 3 in configurazione a 120° . Gli

LVDT registrano le deformazioni assiali del campione durante la prova, e sono dunque necessari sia per le prove di modulo che di fatica.

Gli LVDT della UTM e della AMPT si differenziano per modello e settaggio ma il principio di funzionamento è il medesimo:

Gli LVDT della UTM dispongono di supporti da avvistare sulla base libera degli esagoni incollati precedentemente. Il supporto superiore presenta una base piatta su cui si appoggia il pistoncino libero del trasduttore, mentre il supporto inferiore presenta una ghiera con vite di bloccaggio necessaria per la calibrazione e fissaggio del trasduttore (Figura 3.17);

Gli LVDT della AMPT sono dotati di supporti a clip che avvolgono i prismi esagonali. La calibrazione è eseguita tramite la vite di regolazione, e fissata tramite apposita ghiera di bloccaggio (Figura 3.17).



Figura 3.17 Trasduttori e supporti per AMPT (sinistra) e UTM (destra)

3.5.4 Prove di modulo dinamico

Le prove di modulo dinamico sono un set di prove per descrivere il comportamento viscoelastico lineare della miscela. Il test è stato eseguito come da normativa AASHTO T 342-11 (2019) [36].

I test sono stati eseguiti su ogni campione a tre temperature differenti (4, 20 e 35°C) e a differenti frequenze, sintetizzate in Tabella 3.14.

Come da normativa le prove sono state eseguite in sequenza dalla temperatura più bassa a quella più alta, e lato frequenze dalla più alta alla più bassa.

	Condizioni di prova	
Temperatura [°C]	4 - 20	35
Frequenza [Hz]	0.1 - 0.2 0.5 - 1.0 2.0 - 5.0 10 - 20 - 25	0.01 - 0.1 0.2 - 0.5 - 1.0 2.0 - 5.0 10 - 20 - 25

Tabella 3.14 Temperature e frequenze di prova per le prove di modulo dinamico

In breve, si riassumono i passaggi per una singola prova su di un singolo campione: Condizionamento del campione in cella. Questa fase richiede un'intera nottata per le basse temperature (4°C), e qualche ora per le intermedie e alte temperature (20 e 35°C);

Posizionamento del campione nella cella di carico. Questa operazione prevede il montaggio dei supporti dei trasduttori, la loro calibrazione e il corretto posizionamento del campione rispetto all'attuatore della UTM.

Esecuzione della prova. Questa fase comprende, dopo un periodo di ricondizionamento della temperatura nel sistema campione-cella, il caricamento dei dati geometrici del provino sul software del macchinario e l'avvio della prova.

3.5.5 Prove preliminari di fatica

Le prove di autoriparazione sono state precedute da dei test preliminari di fatica al fine di definire il giusto livello di deformazione.

Le prove, eseguite in modalità di trazione diretta, sono state eseguite come da normativa AASHTO TP 133-19 [37].

La norma prescrive di eseguire le prove alla temperatura di 10°C ed alla frequenza di 10Hz mentre il livello deformativo è individuato tramite un flow chart, fornito dalla stessa norma, in funzione del numero di cicli a rottura corrispondenti ad una deformazione di primo tentativo.

Sfruttando la Table X1.1 della norma [37] si è individuato il livello deformativo di primo tentativo: 370 μs . Il flow chart (Figure X1.1 della norma) si sono individuati tre livelli deformativi: 250, 370 e 490 μs .

L'esecuzione della prova di fatica si svolge con i seguenti step:

Preparazione e condizionamento del campione. Come descritto nel paragrafo precedente, il campione è stato incollato ai piatti di carico con adesivo epossidico. Una volta ultimato l'incollaggio, il provino è stato inserito in cella climatica per essere condizionato.

Sistemazione del campione nella cella di carico della AMPT. Dopo aver condizionato la cella di carico alla temperatura di prova, il provino è stato inserito nella cella di carico e fissato tramite tre viti superiori ed inferiori. Sono stati inoltre montati e calibrati i tre trasduttori. Successivamente, chiusa la cella di carico, si è atteso il tempo necessario per far ritornare il sistema all'interno della cella in temperatura.

La prova di fatica. Il software del macchinario necessita dei seguenti dati di input prima dell'avvio della prova:

- Geometria del provino: altezza e diametro;
- Frequenza di prova: 10 Hz;
- Temperatura di prova: 10°C;
- Distanza LVDT: 70 mm;

- Modalità di prova: direct tension;
- Livello deformativo interno al campione (porzione monitorata dagli LVDT): 250, 370 e 490 μs ;
- Livello deformativo della fase di fingerprint: tra 50 e 75 μs ;

Raggiunta la temperatura di prova nella cella, si è avviata la prova. La prova consiste in un Fingerprint Test, ovvero una piccola prova di modulo dinamico sotto le stesse condizioni descritte al punto precedente, seguito dalla prova di fatica.

Il software permette di visualizzare in tempo reale l'andamento del modulo, angolo di fase, deformazioni dei trasduttori e tutte le rilevazioni dei più importanti fattori della prova.

Il livello deformativo scelto è quello dei 370 μs , poiché permette un periodo di prova pari in media a 30 min per ognuna delle fasi di carico della prova di autoriparazione descritta nel prossimo paragrafo.

3.5.6 Prove di autoriparazione

Le prove di autoriparazione proposte consistono in prove di fatica il cui protocollo è stato modificato al fine di inserire un trattamento di healing caratterizzato da determinate condizioni di temperatura e tempo di riposo.

Il protocollo consiste in tre fasi:

1. Prima fase di carico continua con le seguenti impostazioni:
 - Frequenza di prova, f_f : 10 Hz;
 - Temperatura di prova, T_f : 10°C;
 - Modalità di prova: trazione diretta in strain control (370 μ s) e stress control (3000 kPa);
 - Interruzione di prova al raggiungimento del 50% del modulo di fingerprint;
2. Periodo di riposo di 24 ore. La prima fase è seguita da 24 ore di riposo a 3 differenti temperature, denominate T_{RP} (10, 20 o 30°C). Le 24 ore di riposo comprendono anche il periodo di condizionamento del campione necessari per passare da T_f a T_{RP} , e il periodo per ritornare da T_{RP} a T_f . Considerazioni sulla temperatura durante il periodo di riposo saranno fatte nei successivi paragrafi.
3. Seconda fase di carico continua con le seguenti impostazioni:
 - Frequenza di prova, f_f : 10 Hz;
 - Temperatura di prova, T_f : 10°C;
 - Modalità di prova: trazione diretta in strain control (370 μ s) e stress control (3000 kPa);
 - Interruzione di prova: sino a rottura.

Il protocollo di prova è riassunto nel seguente schema (Figura 3.18).

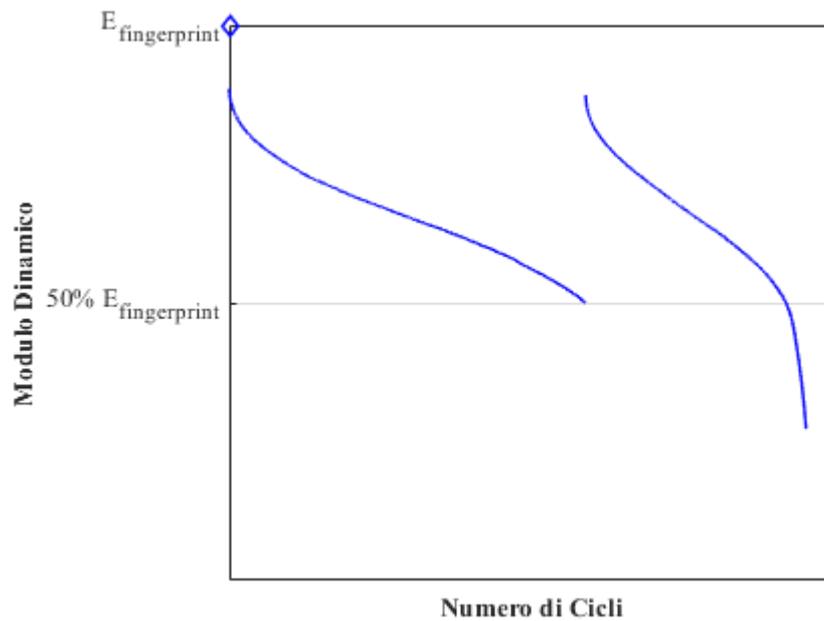


Figura 3.18 Protocollo prova di autoriparazione

Le due fasi di carico sono state condotte sotto le medesime condizioni, con il fine di confrontare il comportamento a fatica del campione prima e dopo il trattamento di healing.

Durante il periodo di riposo il provino non è stato rimosso dalla cella di carico della AMPT e il condizionamento alla temperatura T_{RP} è avvenuto nella stessa attraverso la pompa climatica del macchinario.

Come nelle normali prove di fatica, i valori di deformazione assiali sono calcolati come media delle misurazioni eseguite dai 3 trasduttori. Il calcolo di forza, stress e strain sono considerati nella porzione di 70 mm di competenza dei trasduttori.

Raggiunta la rottura del campione, questo è stato estratto dalla cella di carico e successivamente battuto delicatamente con un martello gommato, al fine di verificare il posizionamento della superficie di rottura. La condizione di “middle failure”, ovvero il posizionamento della macro frattura nella porzione monitorata dai trasduttori, deve essere verificata per garantire la buona affidabilità dei dati registrati. Le condizioni “top failure” e “middle failure”, ovvero macrofratture tra

il piano dei dadini e i piatti di carico, rendono la prova inaffidabile e quindi da scartare. Come sarà descritto nel prossimo capitolo, la disomogeneità dei conglomerati bituminosi rende il risultato di questa verifica altamente aleatorio, soprattutto nei provini di piccole dimensioni, come i 38x110 mm, dove la presenza di micro-imperfezioni e la variazione locale della percentuale dei vuoti diventano fattori importanti sull'attendibilità dei risultati.

Per quanto concerne la temperatura nel periodo di riposo, come anticipato precedentemente, le 24 ore di "rest period" comprendono anche il tempo necessario per il condizionamento del campione dalla temperatura di prova (t_f) alla temperatura T_{RP} e viceversa. Il tempo di condizionamento è stato monitorato per mezzo di un "dummy specimen", di dimensioni uguali ai campioni in uso e perforato fino al suo "core", ed una sonda termica posizionata al suo interno cosparsa di pasta termica.

Si riportano le rampe di temperatura nel caso $T_{RP} = 20^\circ\text{C}$ (Figura 3.19) e $T_{RP} = 30^\circ\text{C}$ (Figura 3.20).

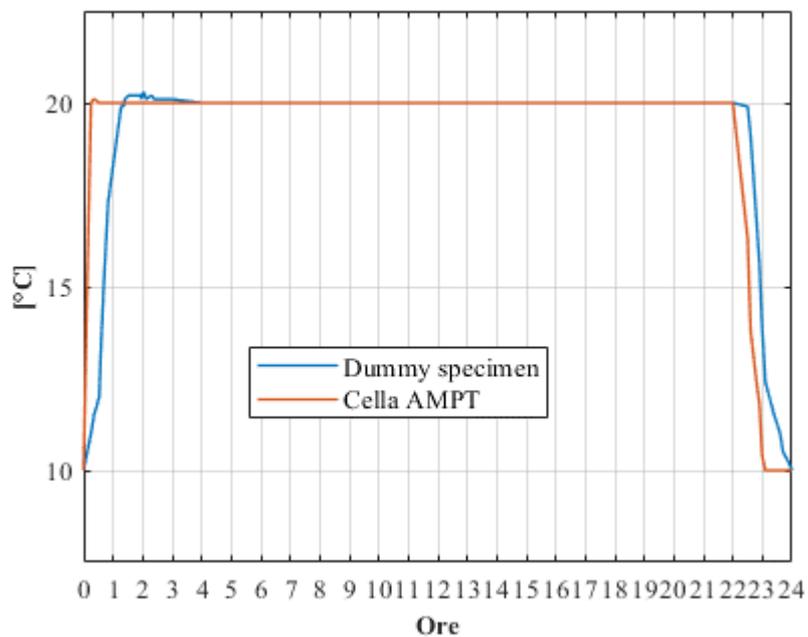


Figura 3.19 Rampe di temperatura per $T_{RP} = 20^\circ\text{C}$

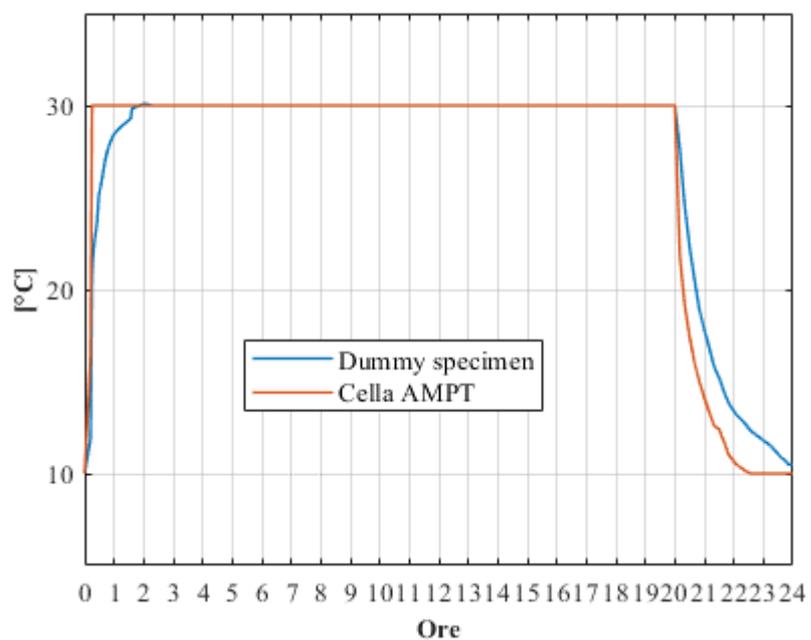


Figura 3.20 Rampe di temperatura per $T_{RP} = 30^{\circ}C$

Si nota dunque come durante il periodo di riposo il campione necessita di tempo per il condizionamento. Si sintetizza dunque:

$T_{RP} = 20^{\circ}C$: il campione riposa ad una temperatura interna di $20^{\circ}C$ per **20 ore**;

$T_{RP} = 30^{\circ}C$: il campione riposa ad una temperatura interna di $20^{\circ}C$ per **18 ore**;

CAPITOLO 4
MODELLAZIONE E ANALISI DEI DATI

Il presente capitolo è dedicato all'analisi dei risultati delle prove oggetto di sperimentazione. I dati saranno presentati sottoforma di grafici, per spiegare intuitivamente gli effetti del trattamento di riparazione cui sono sottoposti i provini durante le prove di autoriparazione. L'analisi sarà svolta sia da un punto di vista classico, ovvero l'andamento del modulo dinamico durante la prova, sia sotto l'approccio offerto dal modello VECD. Le opportune considerazioni e conclusioni saranno tratte, così come saranno sottolineate le problematiche che permette il post-processing dei dati.

4.1 Le curve maestre

Le curve maestre di un conglomerato bituminoso permettono una descrizione del comportamento meccanico del materiale in campo viscoelastico lineare in funzione della frequenza di sollecitazione e della temperatura. Come descritto nel paragrafo 3.5.4, le prove di modulo dinamico sono state svolte tramite il macchinario UTM, sotto determinate condizioni di frequenza e temperatura. Come descritto nel paragrafo 2.1.1, si è eseguita l'ottimizzazione per il calcolo della curva maestra tramite software MATLAB.

Si ricorda che le curve maestre sono costruite in funzione di una temperatura di riferimento, $T_{\text{Reference}}$, che in questa analisi è 20°C.

Le curve maestre sono uno strumento fondamentale per lo studio delle miscele bituminose. Come descritto nel paragrafo 2.3, l'utilizzo del modello VECD per il post-processing dei dati di prove di fatica necessita la costruzione delle curve maestre del singolo provino. In questo paragrafo invece, si è deciso di presentare la curva maestra calcolata su tutti i provini prodotti durante la sperimentazione (Figura 4.1), ovvero la curva maestra dell'intero conglomerato bituminoso prodotto.

In Figura 4.1, si può notare come i moduli dinamici calcolati sono opportunamente traslati lungo le ascisse, ovvero verso le loro frequenze ridotte (f_r), opportunamente identificate dagli shift factor (a_T). Una visualizzazione del genere può servire come un “quality check” visivo della dispersione dei risultati (pallini rossi) intorno al modello ottimizzato (linea verde).

Si riportano inoltre i parametri del modello sigmoidale in Tabella 4.1.

$T_{\text{reference}} [^{\circ}\text{C}]$	20
$\text{Log}(\text{max})$	7.375
δ	5.003
β	-0.008
γ	-0.745
$\text{Log}(\Delta E_a)$	5.240
ΔE_a	173776

Tabella 4.1 Parametri modello sigmoidale a seguito dell'ottimizzazione

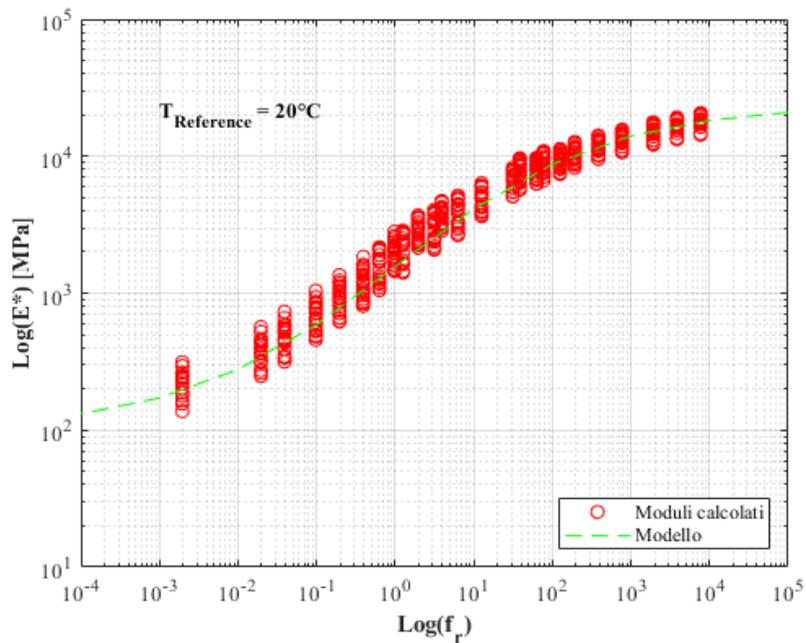


Figura 4.1 Curva Maestra della miscela prodotta

4.2 Le prove di autoriparazione

Si procede con l'analisi dei dati derivanti dalle prove di autoriparazione. Come descritto nel Paragrafo 3.5.6, il protocollo di prova consiste in due fasi di carico a fatica condotte a temperatura $T_f = 10^\circ\text{C}$, frequenza di carico $f_f = 10\text{ Hz}$ (dove "f" è per "fatigue"), intervallate da un periodo di riposo di 24 ore a tre differenti temperature T_{RP} (dove "RP" è per "Rest Period"). Si ricorda che la prima fase di carico è interrotta al raggiungimento del 50% del modulo di fingerprint.

Si riporta in Figura 4.2 e Figura 4.3 l'andamento del modulo dinamico durante le prove rispettivamente in "strain control" (in controllo di deformazione) e in "stress control" (in controllo di tensione).

Si può notare come in tutte le prove il modulo decresca durante la prima fase di carico, per poi recuperare durante il periodo di riposo. Il recupero di modulo appare completo e indipendente dalla modalità di prova e dalla temperatura di riposo: la seconda fase di carico parte da un livello di rigidità pari alla prima. Questo può suggerire che le 24 ore di riposo siano sovrabbondanti e che per periodi di riposo minori potrebbero rendere apprezzabili diversi livelli di recupero

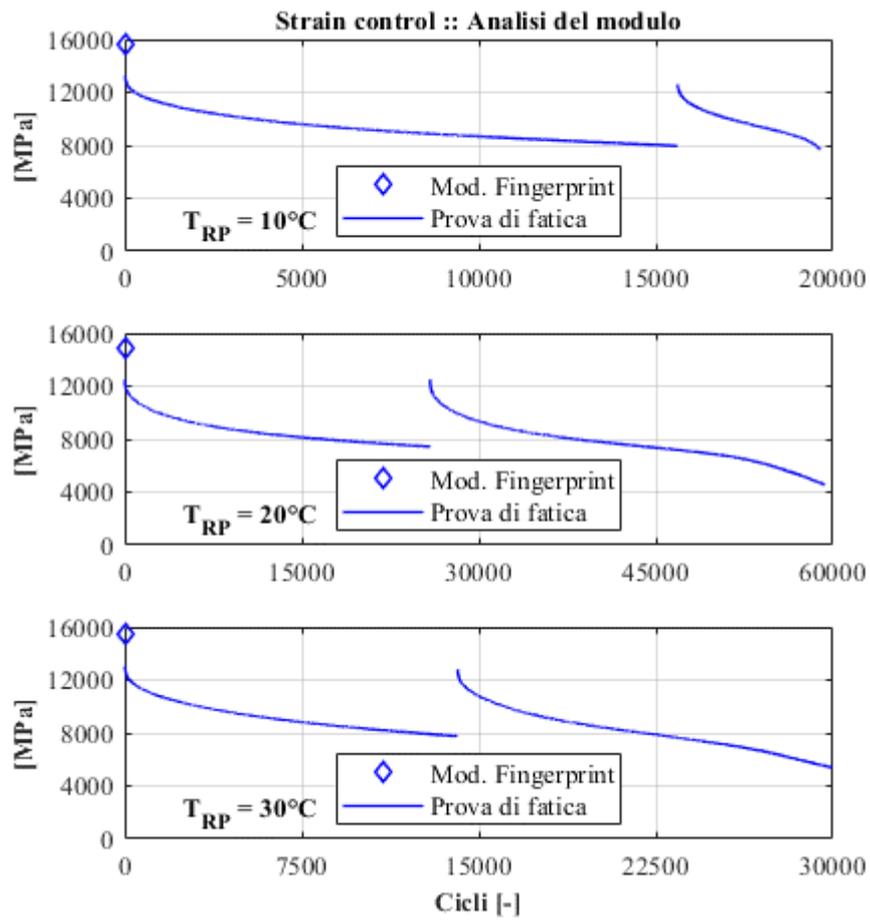


Figura 4.2 Prove di autoriparazione in controllo di deformazione

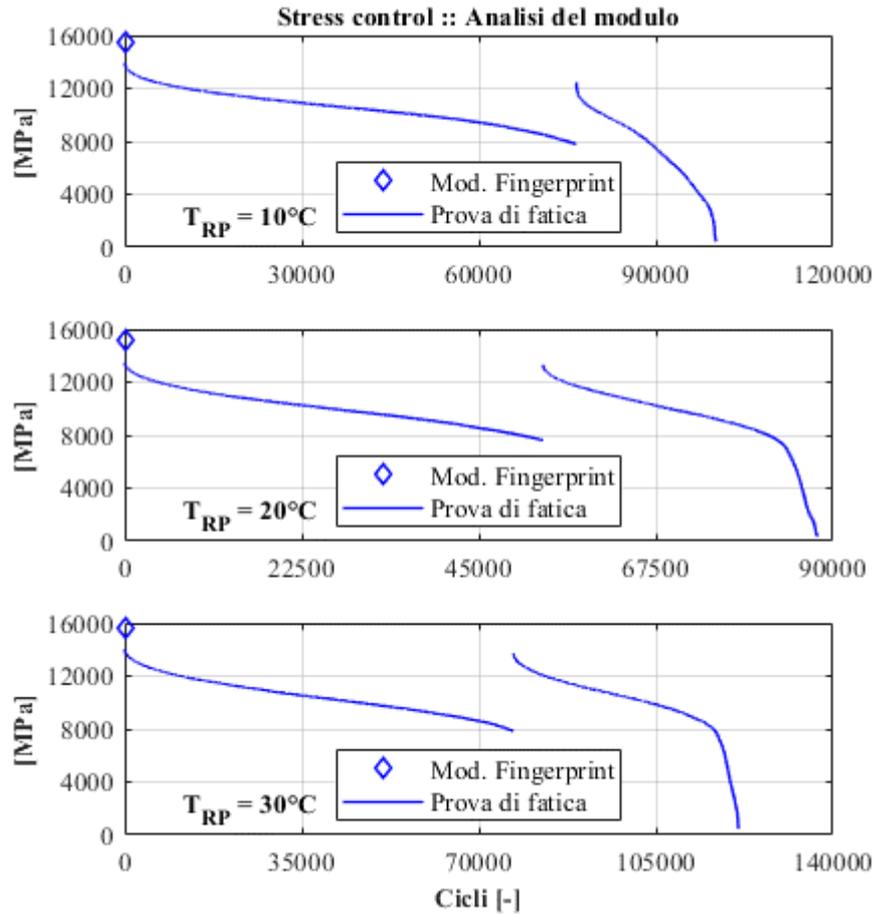


Figura 4.3 Prove di autoriparazione in controllo di tensione

Figura 4.4 e Figura 4.5 riportano il valore del modulo in 4 importanti istanti della prova di autoriparazione:

- $E_{\text{Fingerprint}}$ è il modulo di fingerprint nella breve prova di modulo dinamico che precede la prima fase di fatica, rispetto al quale è tarata l'interruzione della fase;
- $E_{10,1}$ è il modulo registrato al decimo ciclo della prova di fatica della prima fase;
- $E_{f,1}$ è il modulo registrato alla fine della prima fase;
- $E_{10,2}$ è invece il modulo al decimo ciclo della seconda fase.

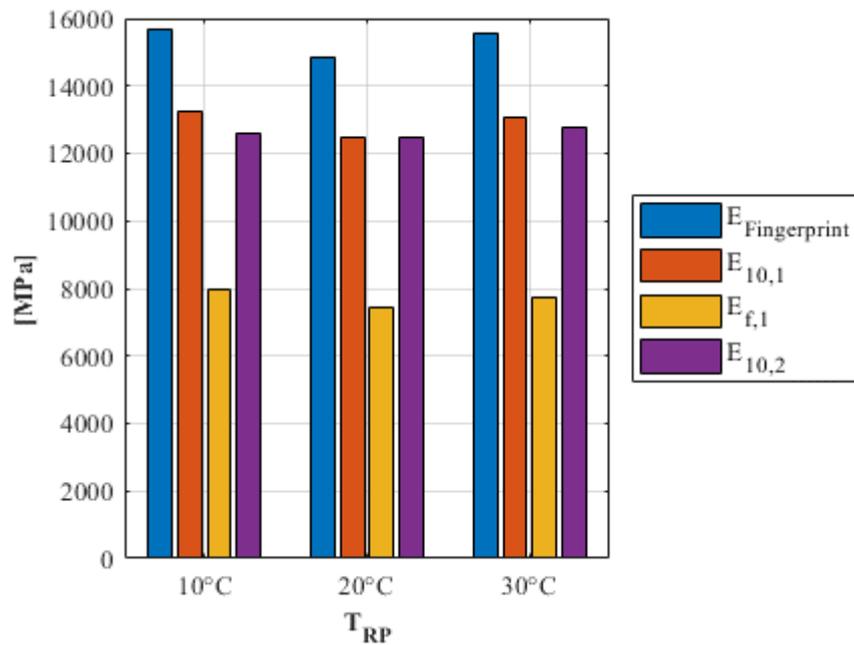


Figura 4.4 Confronto moduli fingerprint, prima e seconda fase di fatica nelle prove in strain control

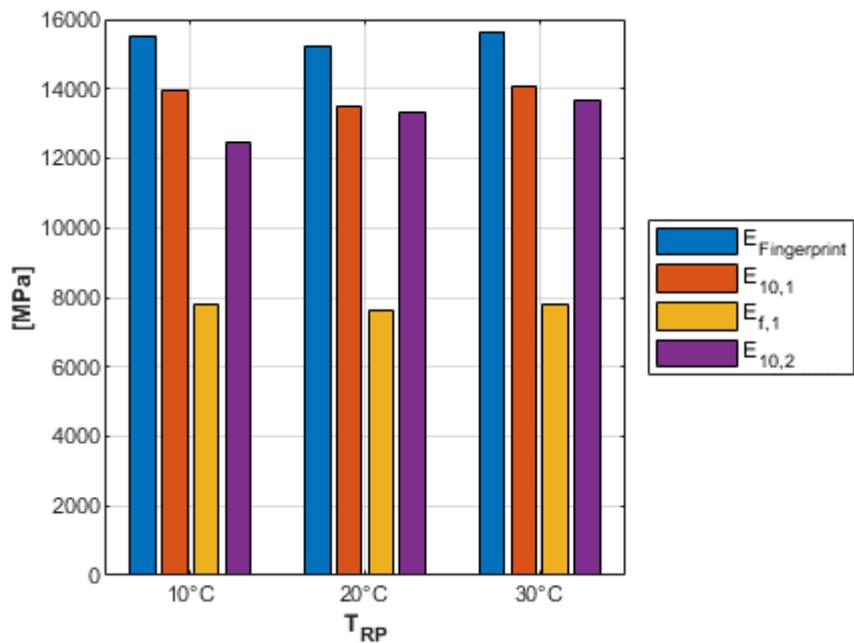


Figura 4.5 Confronto moduli fingerprint, prima e seconda fase di fatica nelle prove in stress control

Figura 4.4 e Figura 4.5 confermano quanto visto precedentemente. Il trattamento di healing, somministrato durante il periodo di riposo, permette al materiale di recuperare modulo e di registrare valori simili all'inizio delle due fasi. Il recupero a $T_{RP} = 10^{\circ}\text{C}$, invece, si attesta a valori leggermente inferiori: questo rispecchia le

aspettative, poiché le basse temperature sono svantaggiose per i meccanismi del self-healing. Queste osservazioni valgono per entrambe le modalità di prova (strain e stress control), che da questi dati risultano equiparabili.

Un importante commento è invece riservato per la durata della seconda fase. Se, a causa del periodo di riposo e dell'autoriparazione, il campione ha riguadagnato modulo, durante la seconda fase il modulo decresce rapidamente. Il numero di cicli necessario per raggiungere lo stesso livello di danneggiamento della prima fase è notevolmente inferiore. Questo fenomeno può essere attribuibile alla parziale chiusura delle micro-fessure generate nella prima fase di carico, che, risultando più deboli, si danneggiano con più rapidità. Tuttavia, è evidente che con un periodo di riposo, il numero di cicli necessario per ritornare allo stesso livello di danneggiamento aumenta, ovvero aumenta la vita a fatica del materiale. In Figura 4.6 si illustra meglio il concetto: se sono necessari N_0 cicli per raggiungere il 50% del modulo di fingerprint, dopo un periodo di riposo, ulteriori ΔN cicli sono impiegati per ritornare allo stesso livello di danneggiamento.

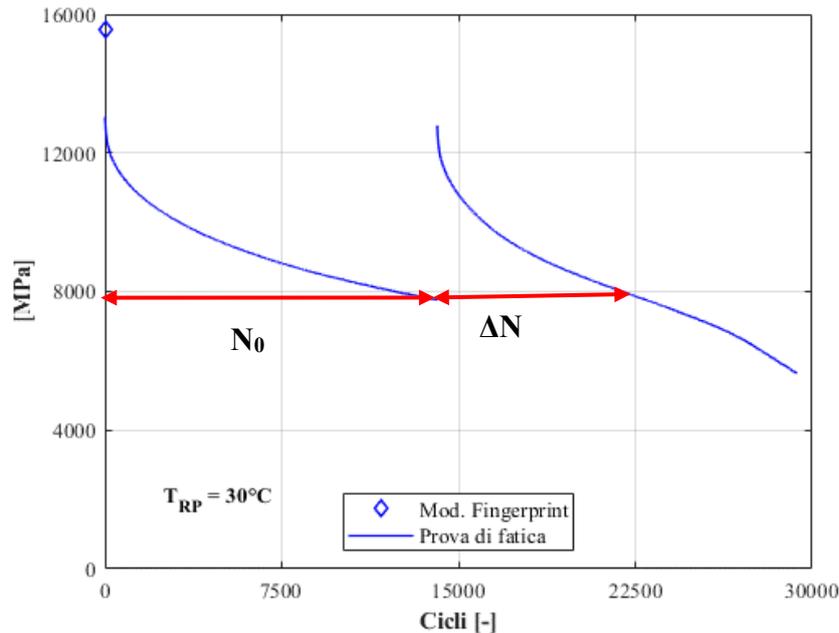


Figura 4.6 Incremento della vita a fatica grazie al periodo di riposo

Confrontando il numero di cicli N_0 e ΔN per ogni modalità di prova (Figura 4.7 e Figura 4.8), appare evidente l'influenza della temperatura: le basse temperature (10°C) hanno un effetto deleterio per l'autoriparazione e una fase di ricarica più

corta, mentre per le medie e alte temperature l'incremento del numero di cicli si attesta su un livello più alto. Queste osservazioni valgono per entrambe le modalità di prova.

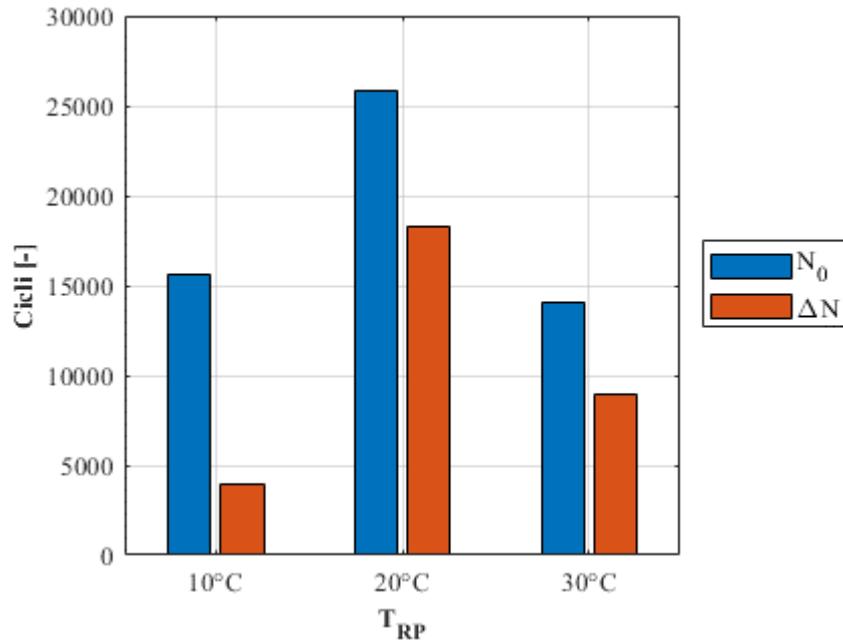


Figura 4.7 Numero di cicli N_0 e ΔN per le prove in strain control

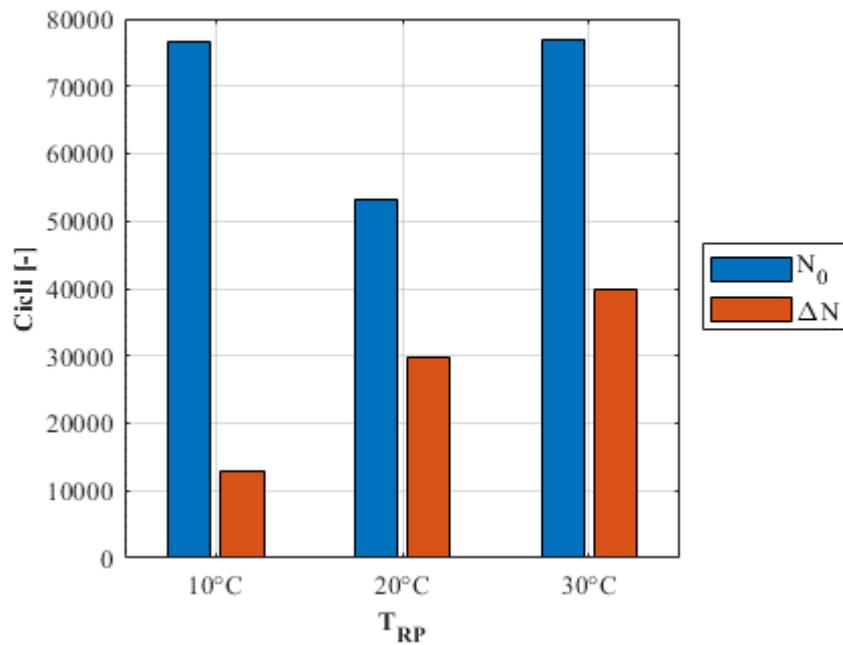


Figura 4.8 Numero di cicli N_0 e ΔN per le prove in stress control

È interessante invece calcolare il rapporto percentuale %N (Equazione 4.1) e confrontare le due modalità di prova (Figura 4.9).

$$\%N = \frac{N_0}{\Delta N} \cdot 100 \quad (4.1)$$

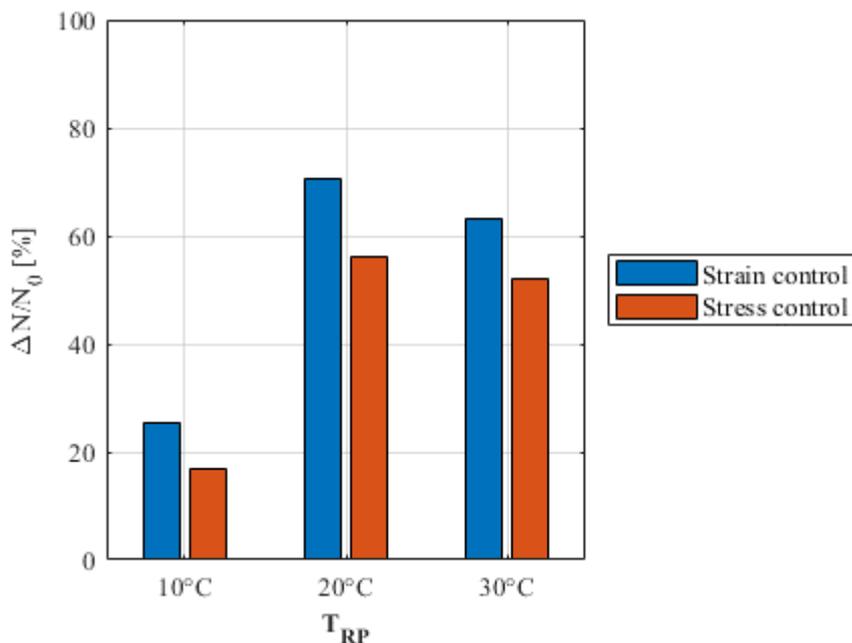


Figura 4.9 Confronto %N tra modalità strain e stress control

Figura 4.9 mostra come l'incremento della vita a fatica del materiale sia maggiore nelle prove condotte in "strain control". Le prove in controllo di tensione richiedono un carico applicato di ampiezza costante. Ricordando la teoria della frattura, la presenza di una micro-fessura genera una concentrazione di tensione alle estremità della fessura stessa. Se il carico applicato è costante, è plausibile ipotizzare che questa modalità di prova sia più "violenta" sia nella prima fase di carico, in cui le fessure si generano e si propagano con velocità maggiore, sia nella fase di ricarico, dove le elevate concentrazioni di tensione sulle superfici parzialmente ricucite dai fenomeni di self-healing sono targettizzate e velocemente danneggiate. Nelle prove in controllo di deformazione, come spiegato nel paragrafo 2.2, l'ampiezza del carico applicato è dipendente dalla corrispondente deformazione imposta, motivo per cui la tensione applicata diminuisce lungo il corso della prova, rallentando il decremento di rigidità e la velocità di formazione e propagazione delle fessure. Queste osservazioni trovano riscontro anche nell'analisi VECD eseguita nei

prossimi paragrafi. Si può dunque consigliare la modalità in “strain control” per il protocollo delle prove di autoriparazione, allo scopo di condurre prove con un approccio più “soft” e mitigare gli effetti del danneggiamento lungo la prova.

4.3 L'Approccio VECD

Si procede quindi all'analisi dei dati sfruttando il modello VECD. I dati registrati durante le prove di autoriparazione sono stati inseriti nel modello per ottenere come output le “Damage Characteristic Curves” (DCC) o Curve caratteristiche di Danno (CCD).

Prima di entrare nel merito delle curve DCC, occorrono delle premesse.

La modellazione VECD richiede in input i dati di fatica opportunamente tagliati fino al valore N_f , ovvero il numero di cicli a rottura del campione. I criteri di rottura sono numerosi, si riportano i più utilizzati, che sono stati presi in considerazione in questa sperimentazione.

- Picco dell'angolo di fase (Figura 4.10):

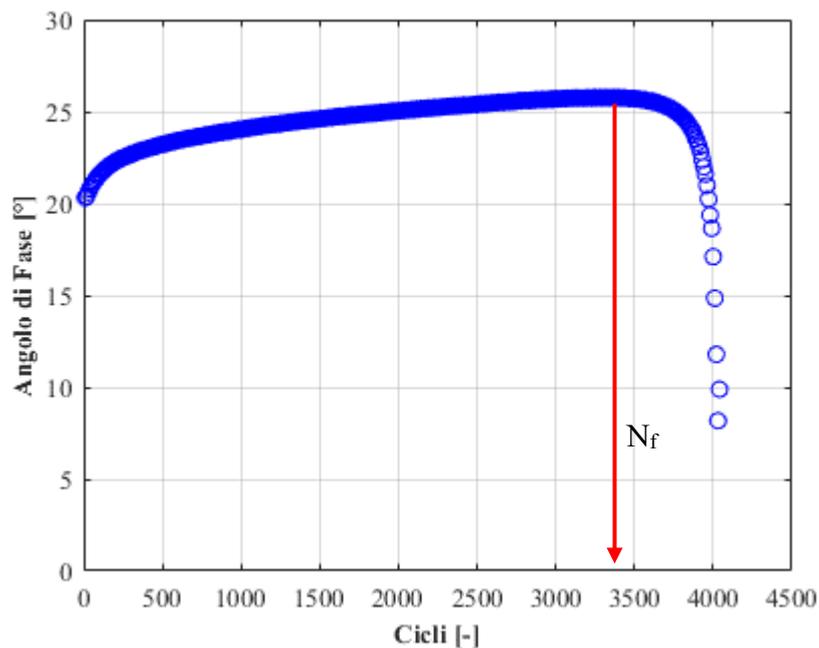


Figura 4.10 Criterio di rottura del picco dell'angolo di fase

- Picco della curva E·N (criterio energetico) (Figura 4.11):

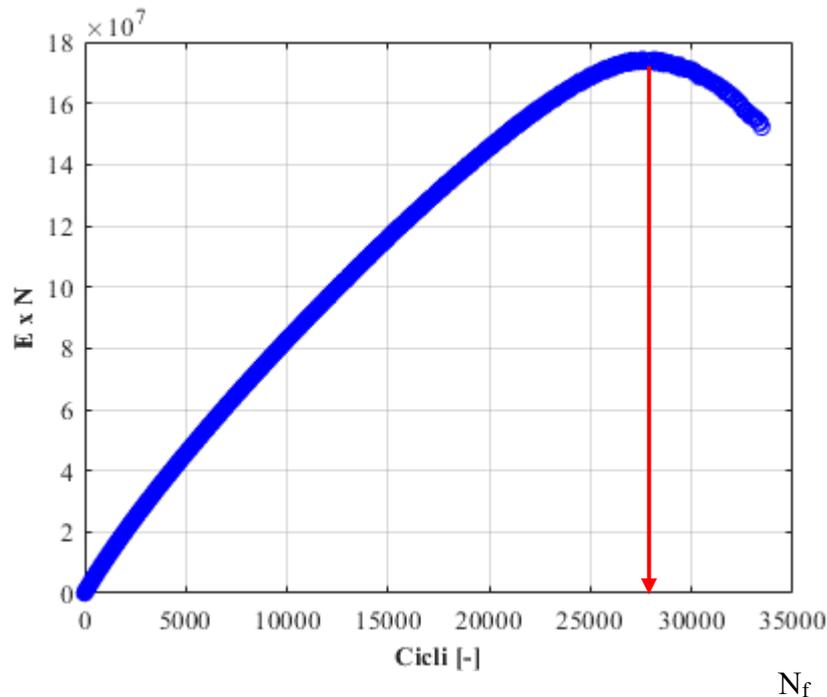


Figura 4.11 Criterio di rottura del picco della curva E·N

Nella presente modellazione è stato scelto come criterio di rottura quello del picco della curva E·N.

La norma inoltre prescrive che la modellazione deve essere eseguita tramite una ottimizzazione con modello di potenza (Equazione 4.2), proposto da Kim, e con modello esponenziale (Equazione 4.3), proposto da Underwood. La norma lascia all'operatore libera scelta su quale dei due modelli impiegare, scelta che dipende anche solo da una analisi qualitativa visiva delle curve DCC. Nel presente paragrafo si è scelto di esporre l'output del modello di potenza di Kim.

$$C = 1 - y \cdot S^z \quad (4.2)$$

$$C = e^{a \cdot S^b} \quad (4.3)$$

Come ultima premessa, da un punto di vista operativo, le prove di fatica che compongono la prima e la seconda fase del protocollo di prova di autoriparazione sono viste dal macchinario AMPT come due prove di fatica distinte e indipendenti. Per entrambe le fasi, il macchinario esegue una prova di fingerprint, seguita dalla

prova di fatica. L'operatore dispone quindi di due prove di modulo di fingerprint relative alla prima e alla seconda fase. Ricordando quanto detto nel paragrafo 2.3.5, il calcolo del modulo pseudo secante (C) (Equazione 4.5) e del parametro di danno (S) (Equazione 4.6) dipendono direttamente dal DMR (Dynamic Modulus Ratio). Quest'ultimo, per definizione (Equazione 4.4), dipende dal modulo di fingerprint ($E_{\text{Fingerprint}}$) e dal modulo dinamico viscoelastico della miscela (E_{LVE}). Per confrontare le due fasi del protocollo, l'analisi VECD dei dati registrati nella seconda fase è stata implementata considerando l' $E_{\text{Fingerprint}}$ e il DMR della prima fase.

$$DMR = \frac{|E^*|_{\text{fingerprint}}}{|E^*|_{LVE}} \quad (4.4)$$

$$C = \begin{cases} C = \frac{\sigma}{\varepsilon^R \cdot DMR} & \xi \leq \xi_P \\ C^* = \frac{(\beta + 1)\sigma_{pp}}{2 \cdot \varepsilon_{0,ta}^R \cdot DMR} & \xi > \xi_P \end{cases} \quad (4.5)$$

$$dS = \begin{cases} (dS_{\text{transient}})_{\text{timestep } j} = \left(-\frac{DMR}{2} \cdot (\varepsilon^R)_j^2 \cdot \Delta C_j\right)^{\frac{\alpha}{1+\alpha}} \cdot (\Delta \xi)_j^{\frac{1}{1+\alpha}} & \xi \leq \xi_P \\ (dS_{\text{cyclic}})_{\text{cycle } i} = \left(-\frac{DMR}{2} \cdot (\varepsilon_{0,ta}^R)^2 \cdot \Delta C_i\right)^{\frac{\alpha}{1+\alpha}} \cdot [\Delta N_i \cdot \xi_P \cdot K_1]^{\frac{1}{1+\alpha}} & \xi > \xi_P \end{cases} \quad (4.6)$$

Dove:

- ξ è il tempo ridotto (reduced time);
- ξ_P è il tempo di impulso ridotto (reduced pulse time);
- $\varepsilon_{0,ta}^R$ è l'ampiezza della pseudo deformazione in trazione del ciclo specifico;
- σ_{pp} è l'ampiezza peak-to-peak dello stress del ciclo specifico;
- β è il fattore di forma del carico (load form factor);
- $|E^*|_{LVE}$ rappresenta il modulo dinamico viscoelastico lineare del materiale nelle stesse condizioni di temperatura e frequenza alla quale viene eseguito il test.
- dS è l'incremento di danno crescente durante gli step di calcolo;
- ΔC_j è la differenza finita tra i valori consecutivi di C al tempo j ed al tempo $j - 1$;
- $\Delta \xi$ è la differenza finita tra il tempo ridotto al time step j ed al time step $j - 1$;

- ΔN_i è il numero di cicli tra gli step di calcolo per la porzione ciclica.
- K_1 è il fattore di andamento del carico (loading shape factor);
- DMR è il dynamic modulus ratio;
- α è il damage evolution rate.

4.3.1 Le curve DCC

Si riportano dunque le DCC delle prove di autoriparazione, per ogni temperatura e modalità di prova: in “strain control” (Figura 4.12, Figura 4.13 e Figura 4.14), e “stress control” (Figura 4.15, Figura 4.16 e Figura 4.17).

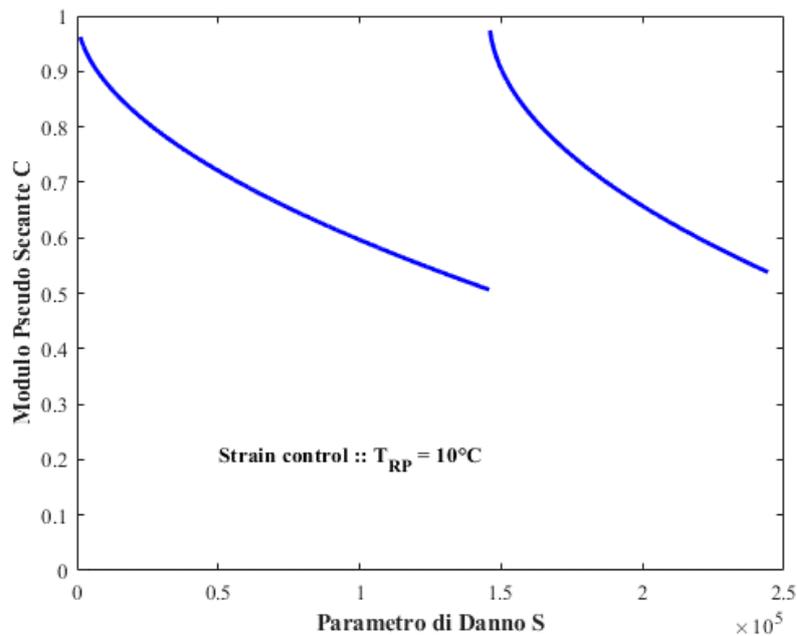


Figura 4.12 Curve DCC prova autoriparazione in strain control $T_{RP}=10^\circ\text{C}$

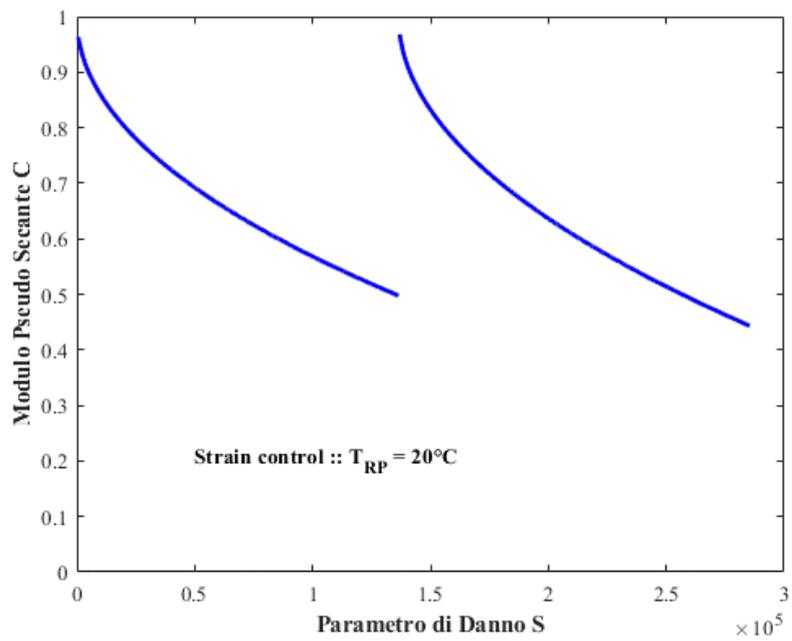


Figura 4.13 Curve DCC prova autoriparazione in strain control $T_{RP}=20^{\circ}\text{C}$

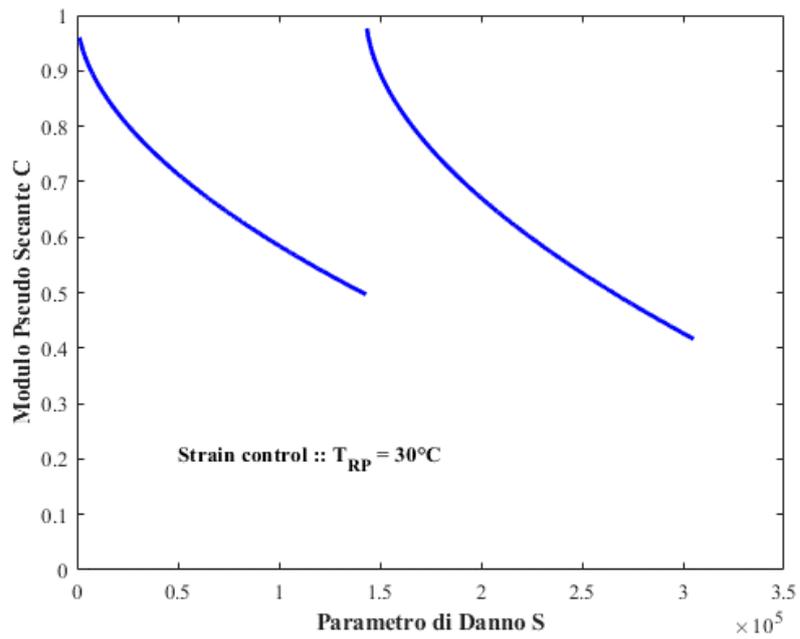


Figura 4.14 Curve DCC prova autoriparazione in strain control $T_{RP}=30^{\circ}\text{C}$

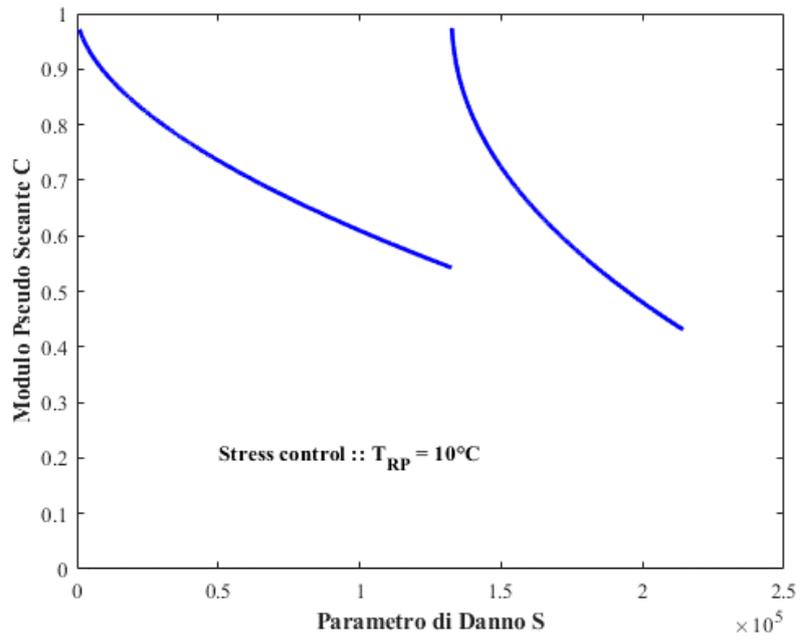


Figura 4.15 Curve DCC prova autoriparazione in stress control $T_{RP}=10^{\circ}\text{C}$

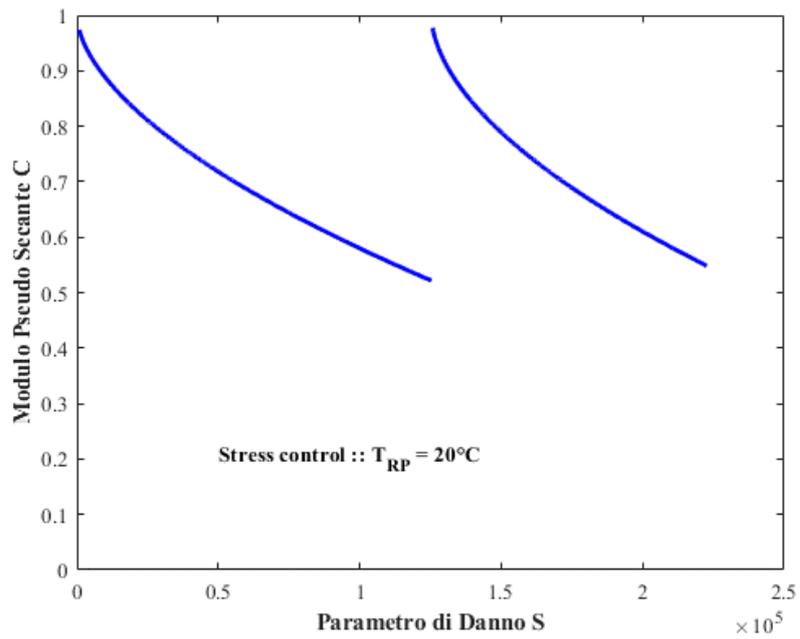


Figura 4.16 Curve DCC prova autoriparazione in stress control $T_{RP}=20^{\circ}\text{C}$

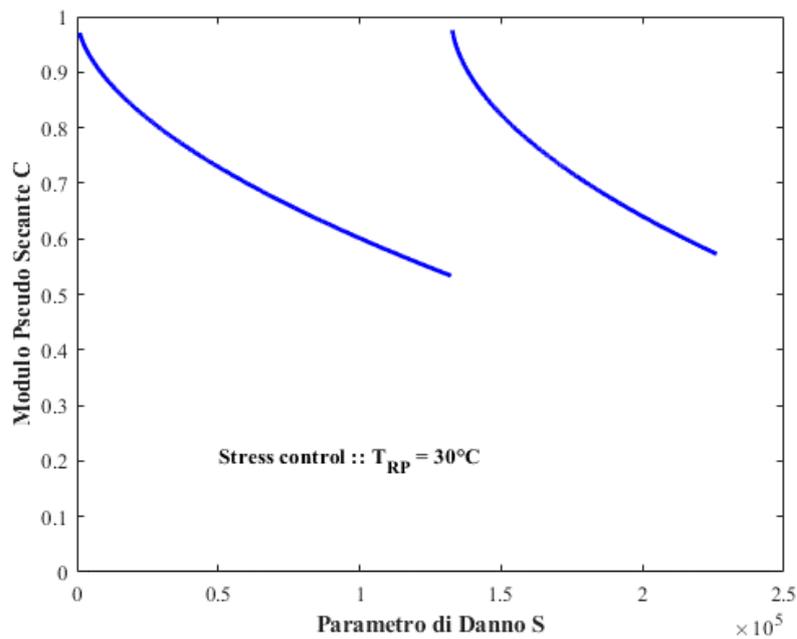


Figura 4.17 Curve DCC prova autoriparazione in stress control $T_{RP}=30^{\circ}C$

Come si può notare, le stesse considerazioni fatte per i dati grezzi di modulo possono essere traslate per le curve DCC. La presenza della fase di riposo genera una seconda fase di ricarica traslata verso destra. Anche questa ha il suo inizio su livelli di integrità pari a quelli della prima fase, per poi decrescere rapidamente all'aumentare del danno accumulato.

Analogamente al numero di cicli guadagnati (ΔN), si possono eseguire le stesse considerazioni in termini di "danno incrementale", ΔS (Figura 4.18).

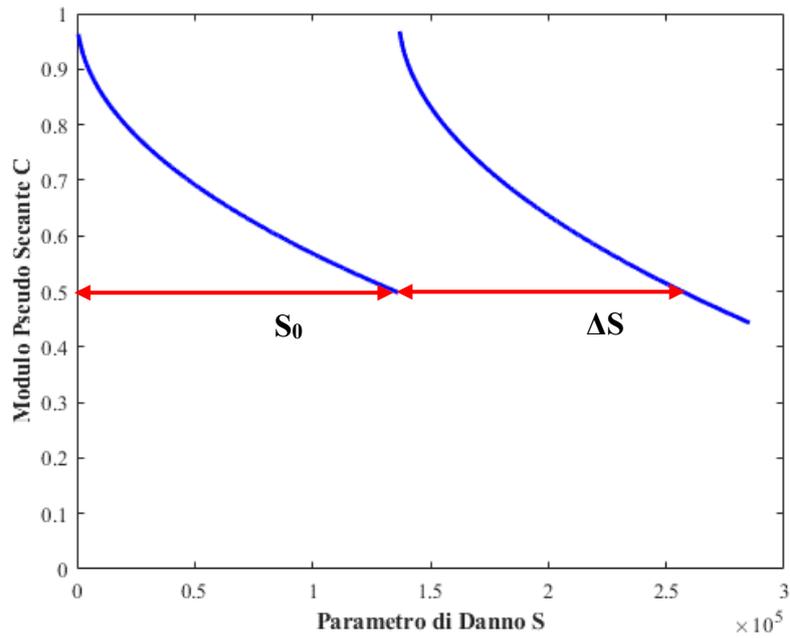


Figura 4.18 Incremento della vita a fatica grazie al periodo di riposo

Si può dunque calcolare (Equazione 4.7) l'incremento percentuale di danno accumulato (%S) a seguito del periodo di riposo alle differenti temperature e modalità di prova (Figura 4.19).

$$\%S = \frac{\Delta S}{S_0} \cdot 100 \quad (4.7)$$

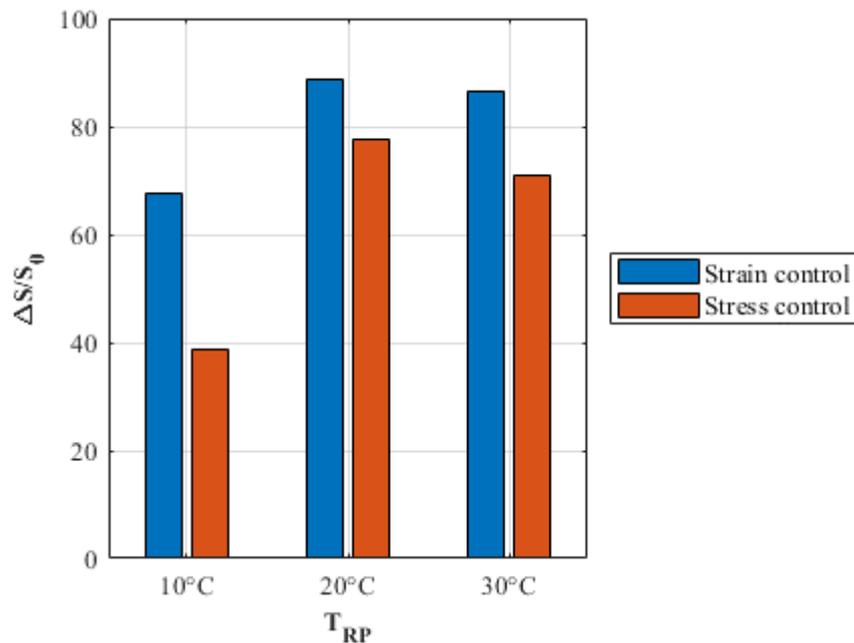


Figura 4.19 Confronto %S tra modalità strain e stress control

Figura 4.19 conferma quanto visto in Figura 4.9. La modalità in strain control è preferibile alla modalità in controllo di tensione. Il periodo di riposo aumenta il danno accumulabile generando un aumento della vita a fatica. Le basse temperature hanno un effetto negativo sui fenomeni di autoriparazione, per cui l'incremento percentuale di danno accumulato si attesta su livelli inferiori rispetto alle medie e alte temperature.

Una particolare osservazione è invece riservata per le medie e alte temperature. Xiang et al [13] hanno concluso che alte temperature hanno un effetto negativo sui fenomeni di autoriparazione, sottolineando come l'effetto del fenomeno cresca all'aumentare della temperatura, per poi diminuire in prossimità del punto di rammollimento del legante. In questa sperimentazione invece, l'andamento di %N e %S trova il suo picco nelle medie temperature (20°C) per decrescere nelle alte (30°C), pur essendo ben al di sotto del punto di rammollimento del legante in esame. Questo andamento è imputabile allo stato tensionale e deformativo all'interno del campione durante il periodo di riposo. Il cambio di temperatura ha generato una diminuzione di rigidità nel campione che, unitamente ad un probabile spostamento dell'attuatore della AMPT nel corso delle 24 ore, ha

generato un leggero stato di tensione nel provino, che ha influenzato negativamente i meccanismi del self-healing. Al fine di preservare lo stato del macchinario, che necessita di lavorare a pieno regime anche solo per garantire la condizione di “zero load” all’interno del provino, si suggerisce di indagare tempi di riposo più brevi.

Come descritto precedentemente, la norma suggerisce un confronto qualitativo-visivo delle DCC: si eseguono dunque dei confronti visivi delle curve ottenute.

Un primo confronto è mostrato in Figura 4.20. Le premesse del modello VECD, ovvero la capacità di trattare un problema viscoelastico come un problema elastico (tramite le pseudo-strain), e quindi ottenere in output curve DCC indipendenti dalla modalità di prova o livello deformativo, è verificata. Da un’analisi visiva, le curve derivanti da prove in strain e stress control relative alla prima fase del protocollo, si sovrappongono perfettamente confermando l’impianto teorico del modello. Si nota inoltre come le prove in stress control permettano un accumulo di danno inferiore, confermando quanto detto precedentemente.

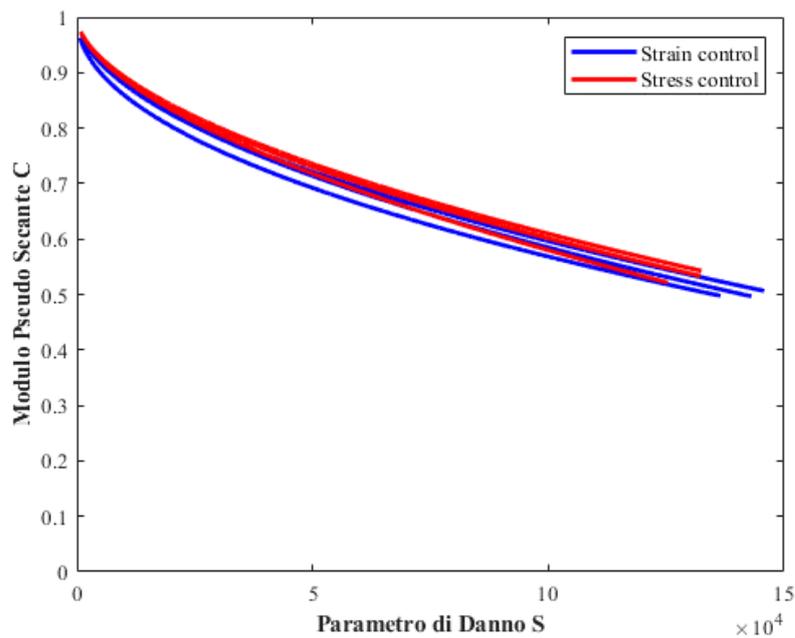


Figura 4.20 Confronto curve DCC della prima fase delle prove di autoriparazione

Analogamente, le DCC relative alla seconda fase del protocollo (Figura 4.21) confermano quanto concluso sopra. Nonostante le differenti modalità di prova, il trattamento di riparazione alle differenti temperature non ha generato curve differenti tra loro. Un andamento anomalo è invece rappresentato dalla curva rossa, più inclinata, che non si sovrappone alle restanti. Questa corrisponde alla prova in stress control con T_{RP} pari a 10°C e sul motivo del suo comportamento si discuterà in seguito.

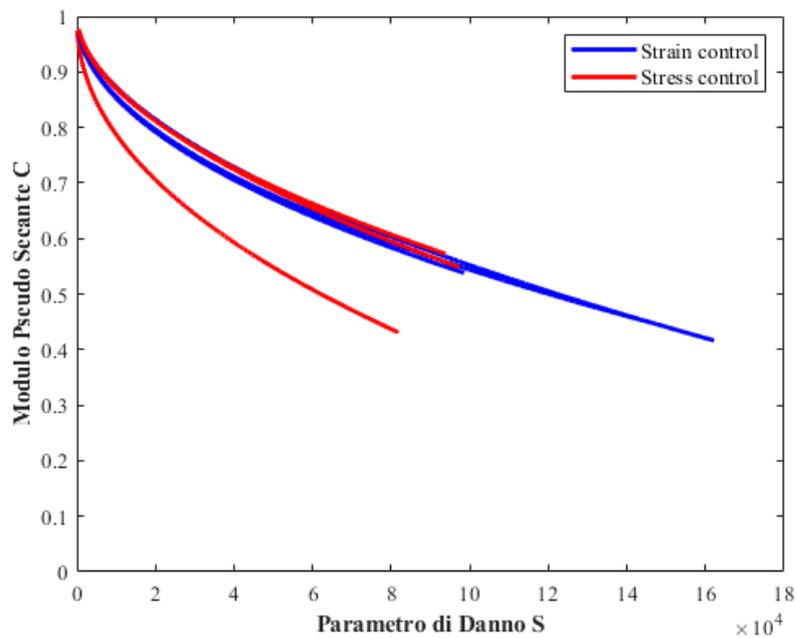


Figura 4.21 Confronto curve DCC della seconda fase delle prove di autoriparazione

Un ulteriore confronto è riportato in Figura 4.22 e Figura 4.23.

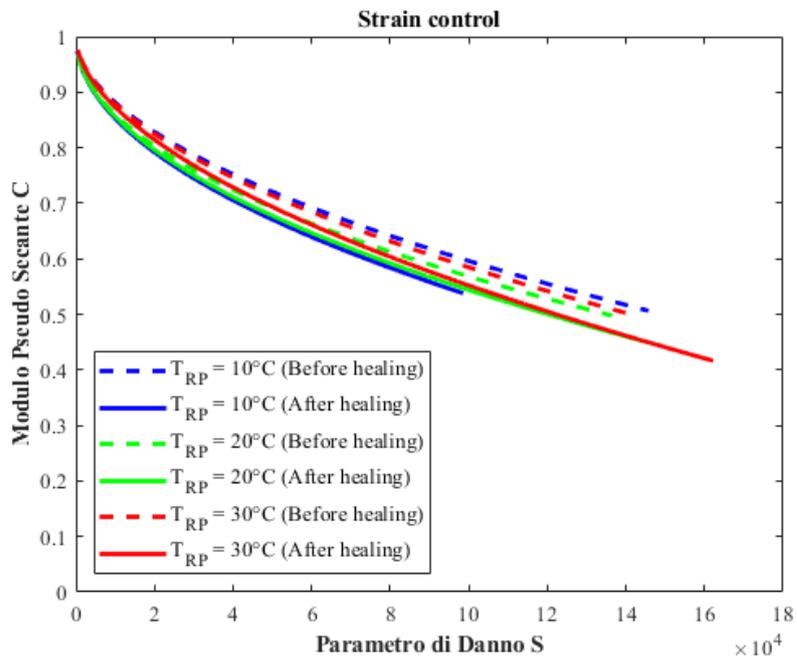


Figura 4.22 Confronto DCC delle due fasi del protocollo di prova in strain control

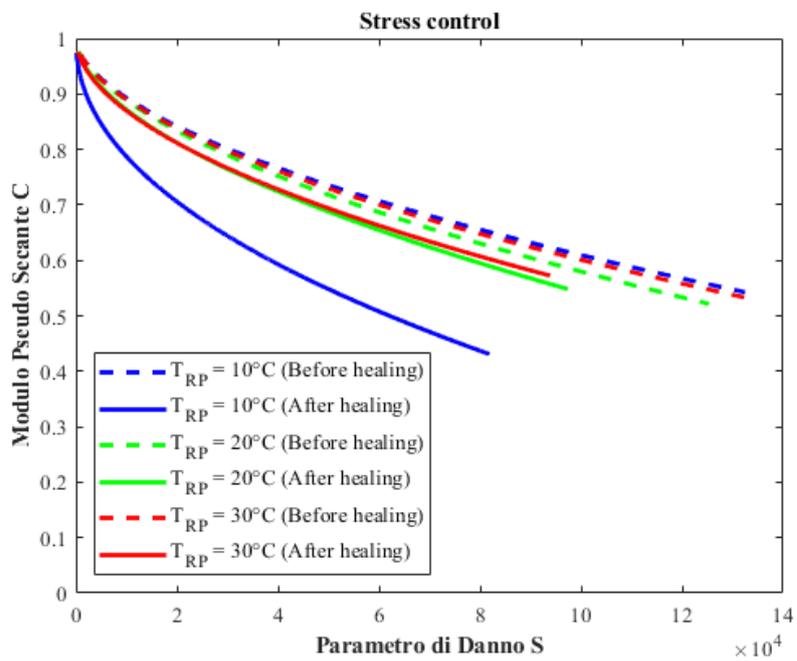


Figura 4.23 Confronto DCC delle due fasi del protocollo di prova in stress control

Le curve identificate con un tratteggio corrispondono alla prima fase del protocollo, mentre le curve a tratto continuo rappresentano la seconda fase. Si possono definire due famiglie di curve: una prima famiglia “before healing” ed una seconda “after healing”. La famiglia “before healing” descrive il comportamento del materiale secondo il normale protocollo di prova di fatica; dunque, rappresenta qualitativamente una curva limite in cui il guadagno percentuale %N e %S raggiunge il 100%. La famiglia “after healing” presenta una pendenza maggiore a causa del danneggiamento accumulato durante la prima fase, attestandosi quindi al di sotto della prima famiglia. L’uguale pendenza delle curve che la compongono suggeriscono che le 24 ore sono state sufficienti, per tutte e tre le temperature di riposo, al recupero di prestazioni. L’unica discriminante è la loro lunghezza, ovvero la quantità di danno accumulato sino a rottura, che può essere attribuibile alla temperatura di riposo tanto quanto all’aleatorietà della singola ripetizione. Ulteriori ripetizioni sono quindi necessarie per indagare meglio questo aspetto. Si può ipotizzare dunque che, sotto le stesse condizioni di prova, periodi di riposo più brevi generino famiglie di curve più corte o più pendenti. Una volta definita la “curva limite”, l’efficienza del fenomeno di autoriparazione sotto diverse condizioni di prova (temperatura di riposo, tempo di riposo e livello di danneggiamento) può essere confrontata qualitativamente, esaminando la relativa pendenza rispetto alla curva limite.

Per quanto concerne l'andamento della curva DCC in stress control e T_{RP} pari a 10°C (Figura 4.23), nonostante il buon andamento della curva relativa alla prima fase di carico, la seconda fase presenta un andamento più ripido, il quale, pur considerando quanto detto sulla modalità di stress control, risulta anomalo. Tale comportamento è stato attribuito alla geometria di prova e al considerare la deformazione media del provino.

Adottare provini di piccole dimensioni 38×110 mm rende necessaria una maggiore precisione nella produzione, taglio e carotaggio dei campioni. Ogni campione che differisce dal "provino ideale" nella perpendicolarità facce-cilindro, o uniformità di diametro o qualunque altra caratteristica geometrica, si rende più suscettibile ad eventuali campi di tensione e deformazione non uniformi. Unitamente alla natura eterogenea dei conglomerati bituminosi e alla eventuale presenza di micro-imperfezioni iniziali, è stato problematico durante la fase di sperimentazione ottenere risultati affidabili.

Un'altra problematica è legata alla natura delle prove di fatica. Se il fenomeno di fessurazione a fatica dipende dal generarsi e propagarsi delle micro-fessure, durante le prove si analizza questo degrado attraverso il graduale decremento di modulo in funzione della media delle deformazioni registrate dai 3 trasduttori. Tuttavia, fenomeni di fessurazione e frattura sono fortemente influenzati dalle deformazioni locali e quindi dal non uniforme campo di deformazione all'interno del campione.

In Figura 4.24 si riportano gli andamenti degli LVDT nel corso della prova in stress control a 10°C : è evidente come il campo delle deformazioni non sia uniforme, generando un comportamento anomalo nella sua modalità di rottura.

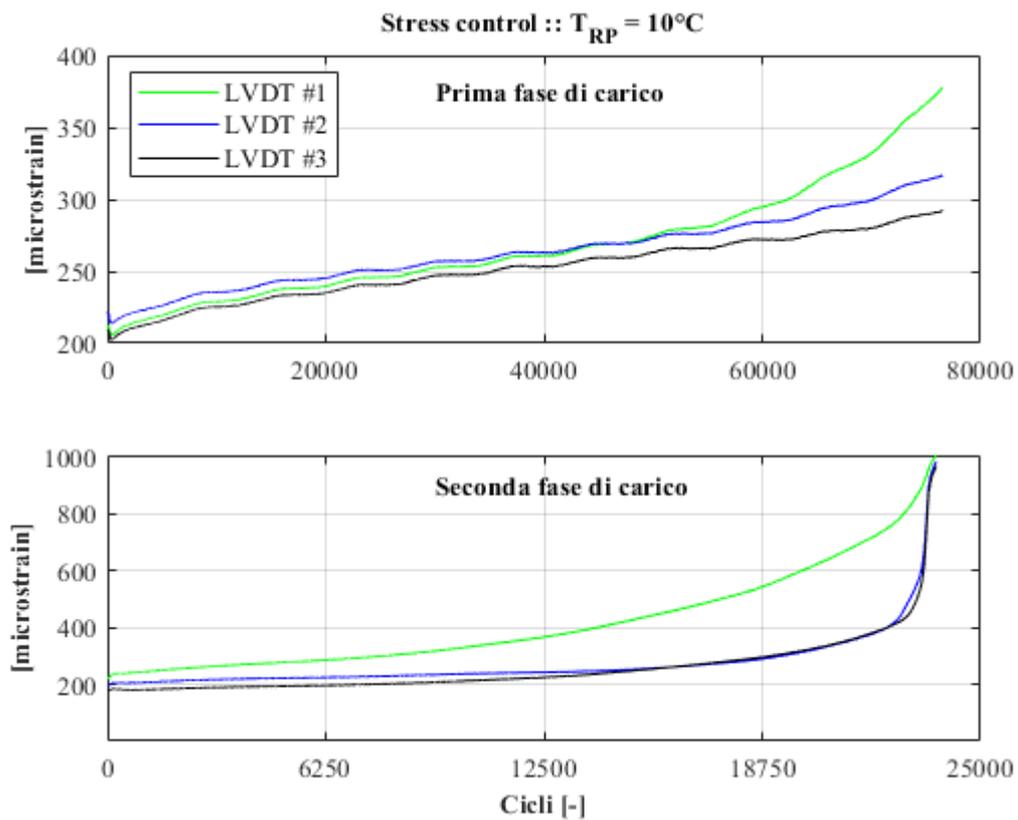


Figura 4.24 Andamento degli LVDT nella prova in stress control a $T_{RP}=10^{\circ}C$

Il campione testato infatti è al limite dell'”Edge failure” (Figura 4.25), intersecando quasi in diagonale il piano dei prismi esagonali.



Figura 4.25 Provino 4C testato in stress control a $T_{RP}=10^{\circ}C$

Di seguito si riporta invece un caso tipico di “edge failure” (Figura 4.26 e Figura 4.27). Si nota come le deformazioni dei trasduttori divergano in direzione opposte:

il #1 e #3 tendono ad aprirsi mentre il #2 tende a comprimersi, esplicitando uno stato di presso-flessione invece dello stato di tensione-compressione voluti.

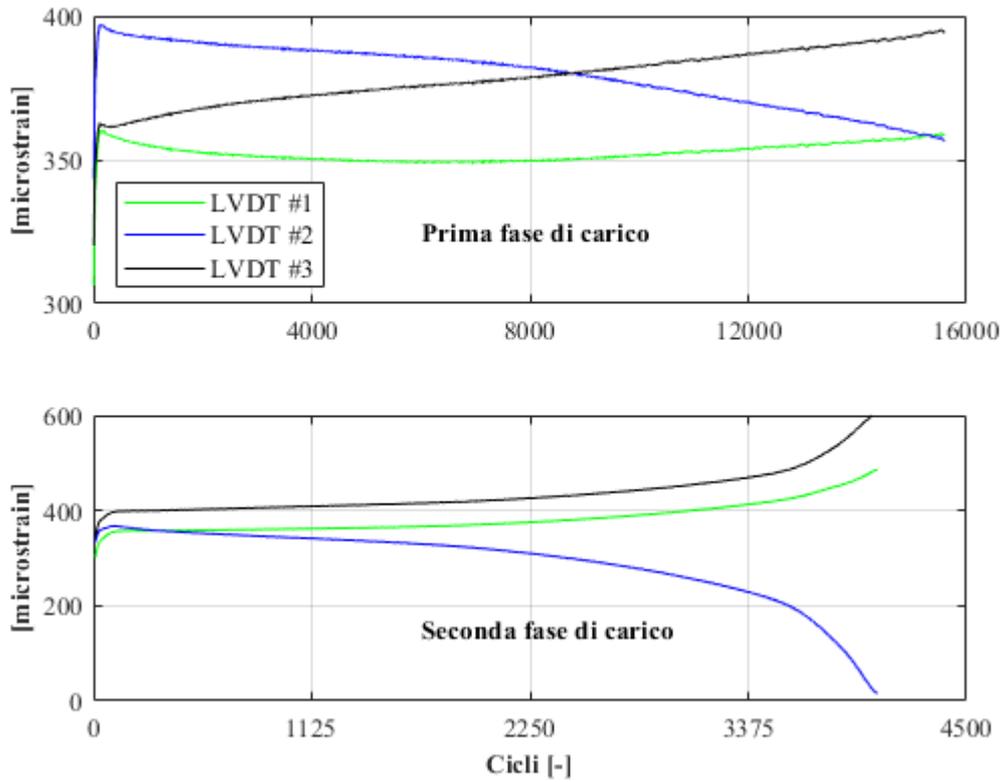


Figura 4.26 Andamento tipico degli LVDT nel caso di Edge failure



Figura 4.27 Esempio di "Edge failure"

CONCLUSIONI

Alla luce di quanto esposto nei capitoli precedenti, si traggono le conclusioni del presente lavoro di tesi.

Il fenomeno dell'autoriparazione nei conglomerati bituminosi si è dimostrato complesso nella sua caratterizzazione e descrizione. Le conclusioni, cui numerosissimi autori sono pervenuti nel corso degli anni, hanno trovato riscontro nei risultati delle prove condotte. In particolare, la scelta di studiare il fenomeno da un punto di vista macroscopico con un determinato protocollo di prova, ovvero assumere il recupero di modulo, vita a fatica, modulo pseudo secante e danno accumulato come parametri di studio, implica il descrivere il fenomeno sotto una delle sue tante sfaccettature, nonché la necessità di identificare opportunamente i limiti geometrici e tecnici che ogni protocollo di prova porta con sé.

Si riportano dunque le principali considerazioni emerse dall'analisi dei dati:

- Il protocollo di prova di autoriparazione proposto ha prodotto risultati congruenti con le principali conclusioni presenti in letteratura. Da un punto di vista macroscopico, i fenomeni di autoriparazione, che agiscono durante un periodo di riposo, generano un recupero di modulo ed una estensione della vita a fatica del materiale;
- Le medie ed alte temperature nel periodo di riposo favoriscono i meccanismi del fenomeno portando ad un aumento della vita a fatica del materiale. Nelle basse temperature, se il recupero di modulo si attesta sui livelli delle medie ed alte temperature, l'aumento della vita a fatica si attesta su livelli più bassi;
- Il periodo di riposo di 24 ore è sufficiente per alti livelli di recupero alle medie e alte temperature;

- La modalità di prova in controllo di deformazione è preferibile alla modalità in controllo di tensione. L'alta concentrazione di sforzi alle estremità delle microfessure generata dalla modalità "stress control" non permette un'opportuna quantificazione del fenomeno;
- Il modello VECD si è dimostrato coerente nelle sue ipotesi, generando curve caratteristiche di danno simili indipendentemente dalla modalità di prova con cui sono state generate;
- Le curve caratteristiche di danno permettono di visualizzare e descrivere velocemente il fenomeno, attraverso una analisi qualitativa e visiva dei dati registrati nelle differenti fasi del protocollo di prova;
- Estrema attenzione e precisione deve essere riservata nella produzione, taglio e carotaggio dei provini di piccole dimensioni (diametro 38 mm e altezza 110 mm). La presenza di micro-difetti interni e imperfezioni geometriche rendono la produzione di campioni affidabili estremamente aleatoria;
- Migliorie devono essere apportate nel monitoraggio delle condizioni cui sono sottoposti i provini nella fase di riposo del protocollo.

BIBLIOGRAFIA

- [1] L. DN, L. RL, C. B, W. D e T. A, «An analysis of the mechanism of microdamage healing based on the application of micromechanics first principles of fracture and healing,» *J Assoc Asph Pav Tech*, 1999.
- [2] F. Bonnaure, A. Huibers e A. Boonders, «A laboratory investigation of the,» *In Association of Asphalt Paving Technologists Proceedings*, 1982.
- [3] E. Santagata, O. Baglieri, D. Dalmazzo e L. Tsantilis, «Rheological and chemical investigation on the damage and healing properties of bituminous binders,» *J. Assoc. Asphalt Paving Technol.* 28, 2009.
- [4] J. Jiang, F. Ni, F. Wu, H. Sadek e Q. Lv, «Evaluation of the healing potential of asphalt mixtures based on a modified semi-circular bending test,» *Constr. Build. Mater.* 196, 2019.
- [5] J. Qiu, «Self healing of asphalt mixtures: towards a better understanding of the mechanism,» *PhD Dissertation*, 2012.
- [6] P. Ayar, F. Moreno-Navarro e M. Rubio-Gamez, «The healing capability of asphalt pavements: a state of the art review,» *J. Cleaner Prod.* 113, 2016.
- [7] A. Bhasin, S. Palvadi e D. Little, «Influence of aging and temperature on intrinsic healing of asphalt binders,» *Transp. Res. Rec.* 2207, 2011.
- [8] H. Baaj, P. Mikhailenko, H. Almutairi e H. D. Benedetto, «Recovery of asphalt mixture stiffness during fatigue loading rest periods,» 2018.
- [9] A. Soltani e D. Anderson, «New test protocol to measure fatigue damage in asphalt mixtures,» *Road materials and pavement design* 6 (4), 2005.

- [10] P. Ayar, F. Moreno-Navarro, M. Sol-Sanchez e M. Rubio-Gamez, «Exploring therecovery of fatigue damage in bituminous mixtures: the role of rest periods,» *Mater. Struct.* 51 (25), 2018.
- [11] M. Castro e J. Sanchez, «Fatigue and healing of asphalt mixtures: discriminate analysis of fatigue curves,» *J. Transp. Eng.* 132 (2), 2006.
- [12] J. Tang, Q. Liu, S. Wu, Q. Ye, Y. Sun e E. Schlangen, «Investigation of the optimal self-healing temperatures and healing time of asphalt binders,» *Constr. Build. Mater.* 113, 2016.
- [13] H. Xiang, W. Zhang, P. Liu e Z. He, «Fatigue–healing performance evaluation of asphalt mixture using four-point bending test,» *Mater. Struct.* 53, 2020.
- [14] S. Carpenter e S. Shen, «Dissipated energy approach to study hot-mix asphalt healing in fatigue,» *Transp. Res. Rec.* 1970 (1), 2006.
- [15] A. Khiavi e R. Rasouli, «Laboratory evaluation of loading frequency effects on HMA self-healing,» *Constr. Build. Mater.* 162, 2018.
- [16] Z. Ge, H. Wang, Y. Wang e X. Hu, «Evaluating fatigue behavior of asphalt mixtures under alternate tension–compression loading model using new alternate biaxial splitting method,» *Constr. Build. Mater.* 54, 2014.
- [17] A. Khiavi e R. Rasouli, «Laboratory evaluation of loading frequency effects on HMA self-healing,» *Constr. Build. Mater.* 162, 2018.
- [18] R. Botella, F. Perez-Jimenez, T. Lopez-Montero e R. Miro, «Cyclic testing setups to highlight the importance of heating and other reversible phenomena on asphalt mixtures,» *Int. J. Fatigue* 134, 2020.
- [19] B. Smith e S. Hesp, «Crack pinning in asphalt mastic and concrete: regular fatigue studies,» *Transp. Res. Rec.* 1728 (1), 2000.

- [20] D. Breysse, C. D. L. Roche, V. Domec e J. Chauvin, «Influence of rest time on recovery and damage during fatigue tests on bituminous composites,» *Mater. Struct.* 36 (10), 2003.
- [21] S. Shen e S. Carpenter, «Development of an asphalt fatigue model based on energy principles,» *J. Assoc. Asphalt Paving Technol.* 76, 2007.
- [22] Y. Chen, R. Simms, C. Koh, G. Lopp e R. Roque, «Development of a test method for evaluation and quantification of healing in asphalt mixture,» *Road materials and pavement design* 14 (4), 2013.
- [23] A. Mehrara e A. Khodaii, «Quantification of damage recovery of asphalt concrete as a consequence of rest time application using dissipated energy,» *Mater. Struct.* 49 (7), 2016.
- [24] Kim e Little, «One-Dimensional Constitutive Modelling of Asphalt Concrete,» *Journal of Engineering Mechanics* 116, 1990.
- [25] Lee e Kim, «Viscoelastic Constitutive Model for Asphalt Concrete under Cyclic,» *Journal of Engineering Mechanics* 124, 1998.
- [26] Daniel e Kim, «Development of a Simplified Fatigue Test and Analysis Procedure Using a Viscoelastic Continuum Damage Model,» *Journal of the Association of Asphalt* , 2002.
- [27] Chehab, Kim, Schapery, Witzak e Bonaquist, «Time-Temperature Superposition Principle for Asphalt Concrete with Growing Damage in Tension State,» *Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists*, 2002.
- [28] «AASHTO TP 107-14 "Standard Method of Test for Determining the Damage Characteristic Curve of Asphalt Mixture from Direct Tension Cyclic Fatigue Tests"».
- [29] Miglietta e Brignolo, «Protocolli di Prova e Modelli di Analisi per lo Studio del Comportamento Meccanico di Conglomerati Bituminosi Nano-Rinforzati,» 2016.

- [30] Underwood, Kim, Savadatti, Thirunavukkarasu e Guddati, «Response and Fatigue Performance Modelling of Alf Pavements Using 3-D Finite Element Analysis and a Simplified Viscoelastic Continuum Damage Model,» 2009.
- [31] «BS EN 933-1 (2012) - Tests for geometrical properties of aggregates. Determination of particle size distribution. Sieving Method».
- [32] «BS EN 12697-35 (2016) - Bituminous mixtures. Test methods. Laboratory mixing».
- [33] «BS EN 12697-5 (2018) - Bituminous mixtures. Test methods. Determination of the maximum density. TMD».
- [34] «BS EN 12697-39 (2020) - Bituminous mixtures. Test methods. Binder content by ignition.».
- [35] «EN 12697-6 (2012) Bituminous mixtures - Test methods for hot mix asphalt - Part 6: Determination of bulk density of bituminous specimens».
- [36] «AASHTO Designation: T 342-11 (2019) - Determining Dynamic Modulus of Hot Mix Asphalt (HMA)».
- [37] «AASHTO Designation: tp 133-19 - Determining the Damage Characteristic Curve and Failure Criterion Using Small Specimens in the Asphalt Mixture Performance Tester (AMPT) Cyclic Fatigue Test».

ALLEGATO A
CURVE CARATTERISTICHE DI DANNO:
MODELLO DI UNDERWOOD

Si riportano per completezza le curve caratteristiche di danno (DCC) implementate con il modello esponenziale proposto da Underwood (Equazione A.1).

$$C = e^{a \cdot s^b} \quad (\text{A.1})$$

