Politecnico di Torino

Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Civile



Tesi di Laurea Magistrale

Caratterizzazione prestazionale avanzata della resistenza alla fessurazione per fatica di conglomerati bituminosi per strati di base

Relatori: Candidato:

Prof. EZIO SANTAGATA ANDREA CALESSO

Ing. PIER PAOLO RIVIERA

Prof. DAVIDE DALMAZZO

A Mamma e Papà...

Introduzione	1
Capitolo I: Il Fenomeno della Fatica: Fondamenti Teorici	7
1.1 materiali visco-elastici.	10
1.1.1 Il modulo complesso	11
1.1.2 La Curva Maestra	13
1.1.3 Diagramma di Black	14
1.2 Il fenomeno della fessurazione per fatica	15
1.3 Approcci per lo studio del fenomeno della fatica	17
1.3.1 Approccio fenomenologico	18
1.3.2 Approccio meccanicistico	18
Capitolo II: Il Viscoelastic Continuum Damage Model	21
2.1 VECD: I principi fondamentali	23
2.1.1 Teoria della Viscoelasticità Lineare	24
2.1.2 La teoria del danno continuo	26
2.1.3 Principio di sovrapposizione Tempo-Temperatura	27
2.2 Applicazione del modello S-VECD	28
2.2.1 Modello di Maxwell generalizzato	30
2.2.2 Calcolo dei coefficienti di Prony	32
2.2.3 Calcolo delle Pseudo-Strain	35
2.2.4 Calcolo del Continuum Damage Power Term	37
2.2.5 Calcolo del Dynamic Modulus Ratio	39
2.2.6 Calcolo di K ₁	40
2.2.7 La curva caratteristica di danno	42
2.3.8 Determinazione della vita a fatica	44
Capitolo III: Programma Sperimentale	47
3.1 Composizione della miscela	50
3.1.1 Contenuto di bitume	50
3.1.2 Distribuzione granulometrica	52
3.1.3 Percentuale di Polimero	55
3.2 Caratterizzazione volumetrica della miscela	55
3.2.1 Massima massa volumica teorica	55
3.2.2 Determinazione di MVA	57

3.3 Caratterizzazione meccanica: La prova Marshall	58
3.4 Preparazione dei campioni per le prove di fatica	62
3.4.1 Temperatura di compattazione	62
3.4.2 Identificazione dei vuoti target	63
3.4.3 Compattazione con pressa a taglio giratoria	65
3.4.4 Carotaggio e taglio dei campioni cilindrici	69
3.4.5 Compattazione delle lastre di conglomerato	70
3.4.6 Taglio delle lastre di conglomerato	72
3.4.7 Determinazione del contenuto dei vuoti	74
3.4.8 Determinazione di VMA e VFA	74
3.5 Apparati per le prove di modulo dinamico e fatica	75
3.5.1 Asphalt Mixture Performance Tester	75
3.5.2 Nottingham Asphalt Tester	76
3.6 Prove di Modulo Dinamico	78
3.6.1 Campioni cilindrici	78
3.6.2 Campioni prismatici	80
3.7 Prove di fatica	81
3.7.1 Direct tension	82
3.7.2 Flessione su quattro punti	84
Capitolo IV: Analisi Dati	87
4.1 Analisi dei risultati delle prove di Modulo Dinamico	89
4.2 Curve caratteristiche di danno	
4.3 Vita a fatica	98
4.3.1 Campioni cilindrici (AMPT)	98
4.3.2 Campioni Prismatici (NAT)	101
4.3.3 Confronto dei risultati ottenuti dalle due modalità di prova	104
4.3.4 Influenza della temperatura di prova	107
Conclusioni	109
Bibliografia	113
Allegato A: Curve di compattazione	117
Allegato B: Curve Maestre	131

Introduzione

Il fenomeno della fessurazione per fatica è una delle principali cause di ammaloramento delle pavimentazioni stradali in conglomerato bituminoso. Tale fenomeno di degrado è causato dal ripetuto passaggio del traffico veicolare sulla superficie della pavimentazione. L'applicazione ciclica dei carichi provoca la formazione di microfratture all'interno della pavimentazione, le quali al progredire del danneggiamento si uniscono per coalescenza, formando così delle macrofessure. La propagazione delle macrofessure determina infine la fessurazione per fatica degli strati di cui è composta la pavimentazione in conglomerato bituminoso.

Lo stato finale della fessurazione per fatica prevede la tipica conformazione a "pelle di coccodrillo" sulla superficie della pavimentazione, con la presenza di fessure senza direzione preferenziale e interconnesse tra loro.

La rilevanza del fenomeno di fessurazione per fatica tra le cause di degrado delle pavimentazioni stradali ha portato la ricerca allo sviluppo di modelli per la caratterizzazione prestazionale del comportamento a fatica dei conglomerati bituminosi.

Lo sviluppo del *Viscoelastic Continuum Damage Model* (VECD) si inserisce in questo quadro di intenti con l'obiettivo di fornire uno strumento utile alla caratterizzazione della resistenza a fatica di conglomerati bituminosi soggetti a prove di trazione diretta (*direct tension*).

Nel presente lavoro di tesi è stato applicato il modello semplificato S-VECD al fine di eseguire la caratterizzazione prestazionale della resistenza alla fessurazione per fatica di un conglomerato bituminoso per strati di base.

Il modello è stato applicato ai dati ottenuti dall'esecuzione di prove di fatica in configurazione di *direct tension*, eseguite mediante l'*Asphalt Mixture Performance Tester* (AMPT) di cui è dotato il Laboratorio di Materiali Stradali del Politecnico di Torino.

I risultati ottenuti in questo modo sono poi stati confrontati con quelli ottenuti dall'esecuzione di prova di fatica in configurazione di flessione su quattro punti, eseguite sempre sulla stessa miscela, al fine di evidenziare le differenze nel comportamento del materiale tra le due modalità di prova.

La miscela indagata, come specificato in precedenza, è un conglomerato bituminoso destinato alla realizzazione di strati di base (in ambito autostradale), prodotto dalla Sitalfa S.p.A. e denominato con il nome commerciale di *Base 4*. Il materiale è stato fornito dalla stessa azienda ai fini della sperimentazione trattata nel presente lavoro di tesi.

Si tratta di una miscela composta da un bitume non modificato, da aggregati derivanti dalla frantumazione di materiale lapideo prelevato da alveo, e da un polimero di natura plastomerica

aggiunto in fase di miscelazione; dunque non si tratta di una miscela particolarmente innovativa.

Tuttavia, lo studio del comportamento a fatica è giustificato dall'importanza del contesto in cui verrà utilizzato tale materiale e dalle particolari condizioni al contorno in cui si verrà a trovare.

Il conglomerato *Base 4* troverà il suo impiego nella realizzazione dello strato di base costituente il pacchetto di pavimentazione che verrà steso all'interno della nuova canna del Traforo del Frejus.

Il traforo autostradale del Frejus rappresenta un importante collegamento tra Italia e Francia lungo l'asse Torino-Lione. Tuttavia, attualmente il traffico avviene in modalità bidirezionale lungo l'unica galleria in servizio.

La realizzazione della nuova canna permetterà la separazione dei flussi riducendo drasticamente la possibilità che si verifichino incidenti. Inoltre, la monodirezionalità del traffico consentirà anche una migliore gestione della ventilazione, sia nel normale esercizio, sia nel caso di incendio.



Figura 1.1 – Rendering grafico del tunnel T4 e della nuova galleria con il relativo collegamento

La tipologia di traffico attualmente transitante attraverso il traforo del Frejus è caratterizzata dalla forte presenza di traffico pesante; questo fattore ha reso necessaria la caratterizzazione prestazionale della resistenza alla fessurazione per fatica del conglomerato bituminoso che andrà a costituire lo strato di base della pavimentazione.

L'importanza dello strato di base nello studio del comportamento a fatica è determinata dal meccanismo stesso di propagazione delle fessure nella rottura per fatica di una pavimentazione. Infatti, il più comune meccanismo di fessurazione per fatica prevede la nascita delle fessure nello strato inferiore della pavimentazione (tipicamente lo strato di base) e la loro propagazione verso l'alto, interessando progressivamente anche gli strati superiori della pavimentazione.

Inoltre, lo studio del comportamento a fatica del conglomerato bituminoso esaminato è stato necessario anche per le particolari condizioni in cui esso si verrà a trovare.

Infatti, lo studio del comportamento a fatica dei conglomerati bituminosi viene tipicamente svolto a temperature intermedie. Nel caso in esame, invece, precedenti studi di spettro termico hanno evidenziato una temperatura di 40°C sulla superficie della pavimentazione nel punto centrale del tunnel T4. Considerando una temperatura di 40°C sulla superficie della pavimentazione è stata ipotizzata una temperatura di esercizio per lo strato di base pari a 30°C; quest'ultima è stata quindi la temperatura adottata per l'esecuzione delle prove di fatica.

L'esecuzione delle prove di fatica a una temperatura di prova "non standard" è stata interessante per comprendere l'influenza della temperatura nelle prestazioni del materiale durante l'esecuzione di tali prove.

Lo strato di base della pavimentazione verrà realizzato al di sopra di uno strato di fondazione in misto cementato denominato *Polimix*. La presenza della fondazione in misto cementato costituisce un elemento irrigidente, sensibile anch'esso alla fessurazione per fatica. La fessurazione per fatica della fondazione in misto cementato comporterebbe nello strato di base della pavimentazione lo sviluppo di tensioni di trazione con la conseguente propagazione delle fessure (*reflection cracking*).

La presenza dell'arco rovescio, quella dei sottoservizi e la presenza dei cavi dell'alta tensione della rete di distribuzione elettrica provenienti dal territorio francese, costituiscono altri elementi che vanno a completare il quadro delle condizioni "non standard" in cui si verrà a trovare il conglomerato *Base 4* in opera.

In figura 1.2 viene riportata la sezione della nuova canna del traforo del Frejus attualmente in costruzione.

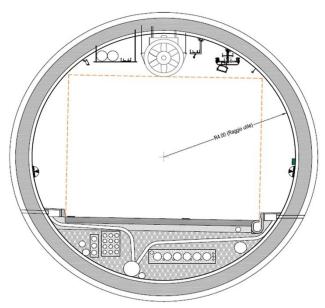


Figura 1.2 – Sezione della nuova canna del Traforo del Frejus

Lo strato di fondazione in misto cementato (*Polimix*) e lo strato di usura che verrà steso all'interno del tunnel, sono stati oggetto di altri lavori di studio. Entrambi i materiali appena citati sono prodotti dalla Sitalfa S.p.A.

Viene ora presentato un breve riassunto riguardo al contenuto dei successivi capitoli.

Nel primo capitolo vengono fornite le nozioni fondamentali per affrontare lo studio del comportamento a fatica dei conglomerati bituminosi. Per prima cosa sono stati introdotti i concetti fondamentali e gli strumenti utili alla descrizione del comportamento dei materiali visco-elastici. Nella seconda parte viene trattato il fenomeno di ammaloramento per fatica di una sovrastruttura in conglomerato bituminoso, specificando i principali meccanismi di propagazione delle fessure nel materiale (fessurazione riflessiva e *top-down*). Infine, vengono riportati due diversi approcci per lo studio del fenomeno della fatica: l'approccio fenomenologico e quello meccanicistico.

Nel secondo capitolo si passa alla descrizione del *Viscoelastic Continuum Damage Model* di cui verranno presentati i concetti fondamentali sui quali si basa. Dopodiché è stato riportato un dettagliato resoconto sui passaggi seguiti nell'applicazione del modello S-VECD, fino alla definizione delle curve caratteristiche di danno.

Nel terzo capitolo vengono descritte le operazioni che sono state svolte nell'attività di laboratorio, e vengono argomentate le ragioni delle scelte effettuate in fase di sperimentazione. Dopo aver definito alcune caratteristiche della miscela indispensabili nel prosieguo della sperimentazione, come contenuto di legante e massima massa volumica teorica della miscela, si è passati a descrivere le operazioni effettuate e i risultati ottenuti dalla prova Marshall, utile a fornire una prima caratterizzazione meccanica della miscela. Successivamente sono state descritte le operazioni effettuate nella compattazione e preparazione dei campioni destinati alle prove di fatica eseguite in configurazione di direct tension e flessione su quattro punti. Infine, sono state descritte le suddette prove.

Il quarto capitolo è dedicato all'analisi e all'elaborazione dei dati ottenuti dall'esecuzione delle prove di fatica e dalle preliminari prove di modulo dinamico. Infine, sono stati confrontati i risultati relativi alla resistenza alla fessurazione per fatica del materiale indagato per le due diverse tipologie di prova effettuate (direct tension e flessione su quattro punti).

Infine, nelle conclusioni verrà tracciato un quadro riassuntivo dei risultati ottenuti e delle considerazioni maturate durante la sperimentazione.

Capitolo I:

Il Fenomeno della Fatica: Fondamenti Teorici

Questo primo capitolo si pone come obiettivo quello di fornire i fondamenti teorici per approcciarsi al problema della caratterizzazione prestazionale della resistenza a fatica di un conglomerato bituminoso.

Nella prima parte del capitolo vengono introdotti i concetti fondamentali per la trattazione del comportamento dei materiali visco-elastici. Infatti, i conglomerati bituminosi ereditano dal bitume il comportamento visco-elastico. Dunque, è necessario innanzitutto descrivere le proprietà di tale comportamento e i modelli reologici che vengono utilizzati nella sua schematizzazione. Dopodiché verrà introdotto il modulo complesso, grandezza fondamentale nella descrizione delle proprietà di un conglomerato bituminoso soggetto a prove di tipo ciclico. I paragrafi 1.1.2 e 1.1.3 introducono invece due strumenti molto utili per la rappresentazione del modulo complesso di un materiale come la Curva Maestra e il Black Diagram.

Nella seconda parte del capitolo viene trattato il fenomeno di ammaloramento di una sovrastruttura in conglomerato bituminoso dovuto alla fessurazione per fatica. La fessurazione per fatica è un fenomeno di rottura della pavimentazione causato dalla ripetuta applicazione di un carico nel corso del tempo. Il continuo passaggio dei veicoli sulla pavimentazione produce un danneggiamento progressivo nel materiale con la formazione di microfessure; il progredire del danneggiamento comporta la coalescenza delle microfessure e la formazione di macrofessure. I meccanismi di propagazione delle macrofessure (fessurazione riflessiva e *top down*) vengono approfonditi nel paragrafo 1.2.

Infine, nell'ultima parte di questo capitolo vengono introdotti due approcci per lo studio del comportamento a fatica. L'approccio fenomenologico verrà adottato nell'analisi dei risultati derivanti dalle prove di fatica eseguite in configurazione di flessione su quattro punti; secondo questo approccio, viene adottata una rottura convenzionale del materiale (tipicamente il raggiungimento del 50% del modulo iniziale). Il secondo approccio presentato (par. 1.3.2) è un approccio di tipo meccanicistico, il quale servirà ad introdurre l'argomento del prossimo capitolo cioè il *Viscoelastic Continuum Damage Model* il quale verrà applicato nell'analisi dei dati derivanti dalle prove di fatica eseguite in configurazione di *direct tension*.

1.1 I materiali visco-elastici.

Un materiale presenta comportamento elastico se esiste una corrispondenza biunivoca tra le componenti di tensione e quelle di deformazione. Inoltre, in un corpo elastico l'energia spesa durante il processo deformativo viene completamente e istantaneamente restituita se si rimuove la causa perturbatrice.

Il modello per descrivere il comportamento dei materiali elastici è la Molla di Hooke.

Quindi, secondo la teoria dell'elasticità, il comportamento dei materiali risulta indipendente dalla storia dei carichi, e quindi dal tempo.

Nei materiali viscosi, invece, le deformazioni sono influenzate dal tempo di carico e dalla storia tensionale. In questo caso la relazione biunivoca e lineare non sussiste più tra tensioni e deformazioni, bensì tra tensioni e velocità di deformazione.

Lo sforzo applicato produce una velocità di deformazione linearmente dipendente allo sforzo stesso per mezzo della viscosità η (Eq. 1.1).

$$\tau = \eta \cdot \dot{\gamma} \tag{1.1}$$

Inoltre, a differenza dei materiali elastici, la deformazione non è reversibile e dunque non viene recuperata una volta rimosso il carico

Questo modello è rappresentato dallo *Smorzatore viscoso di Newton* (Fig. 1.4), che descrive il comportamento di un fluido incomprimibile.

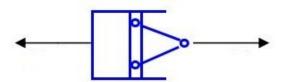


Figura 1.1 – Smorzatore viscoso di Newton

Il comportamento dei materiali visco-elastici risulta essere una combinazione del comportamento elastico e di quello viscoso. Le deformazioni in questi materiali sono in parte il risultato di un comportamento elastico e in parte di un comportamento viscoso.

Dunque, il comportamento dei materiali visco-elastici può essere rappresentato tramite un'opportuna combinazione di molle elastiche e di smorzatori viscosi.

Le due combinazioni più semplici sono rappresentate dal modello di *Maxwell* e dal modello di *Kelvin-Voigt*.

Nel modello di *Maxwell* la molla elastica e lo smorzatore viscoso sono collegati in serie, per cui la relazione tensione-deformazione è del tipo:

$$\gamma(t) = \left(\frac{1}{G} + \frac{t}{\eta}\right) \cdot \tau \tag{1.2}$$

Nel modello di *Kelvin-Voigt* la molla elastica e lo smorzatore viscoso sono invece posti in serie, e il legame tensione-deformazione è il seguente:

$$\tau = G \cdot \gamma + \eta \frac{d\gamma}{dt} \tag{1.3}$$

Una maggiore generalità per la descrizione del comportamento dei materiali visco-elastici può essere conseguita combinando i suddetti modelli (modello di Burger).

Come specificato in seguito, il modello S-VECD, il quale verrà applicato per la caratterizzazione prestazionale della resistenza per la fessurazione a fatica del conglomerato in esame, schematizza il comportamento del materiale per mezzo di un modello di *Maxwell* generalizzato, altrimenti detto *Weichert Model*. (par. 2.2.1)

1.1.1 Il modulo complesso

Evidenze sperimentali hanno dimostrato che il conglomerato bituminoso eredita dal bitume, il quale costituisce la sua matrice legante, un comportamento di tipo visco-elastico.

Le proprietà visco-elastiche del conglomerato bituminoso possono essere determinate sperimentalmente per mezzo di prove di *creep* (dove si rileva l'andamento delle deformazioni nel tempo sotto carico costante), di rilassamento (nelle quali si impone una deformazione costante e si rilevano le variazioni di tensioni nel tempo), e di sollecitazione sinusoidale ciclica. Queste ultime, altrimenti dette prove dinamiche o cicliche, sono le preferite tra i ricercatori poiché consentono di riprodurre gli stati tenso-deformativi che si manifestano all'interno di una pavimentazione sollecitata dal traffico veicolare.

Inoltre, le prove dinamiche consentono la determinazione diretta del modulo complesso E^* e dell'angolo di fase δ .

Il modulo complesso del conglomerato bituminoso è molto importante nella caratterizzazione dello stesso, poiché consente di descrivere la componente elastica e quella viscosa della risposta di un materiale visco-elastico.

Per comprendere meglio il significato di modulo complesso di un materiale si immagini di applicare ad un provino cilindrico di conglomerato bituminoso un carico assiale sinusoidale di ampiezza σ_0 e pulsazione ω (Eq. 1.4).

$$\sigma(t) = \sigma_0 \sin(\omega t) \tag{1.4}$$

All'applicazione di questa sollecitazione il materiale risponde con una deformazione variabile anch'essa con legge sinusoidale, ma sfasata rispetto alla sollecitazione di un angolo di fase δ (Eq. 1.5). L'entità dello sfasamento tra tensioni e deformazioni dipende dalle caratteristiche visco-elastiche del materiale alla temperatura di prova considerata. Maggiore è lo sfasamento tra tensioni e deformazioni, maggiore è l'influenza del comportamento viscoso rispetto a quello elastico nel materiale.



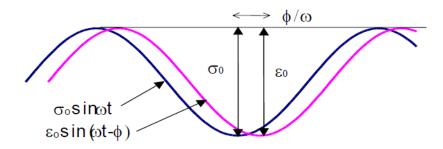


Figura 1.2 – Andamento di tensioni e deformazioni in un materiale viscoelastico sottoposto a prova dinamica

Il modulo complesso viene quindi definito come rapporto tra la sollecitazione applicata e la deformazione corrispondente:

$$E^* = \frac{\sigma_0 \sin(\omega t)}{\varepsilon_0 \sin(\omega t - \delta)}$$
 (1.6)

Il valore assoluto del modulo complesso si ottiene dal rapporto fra le ampiezze delle due sinusoidi, e viene definito con il nome di *Modulo Dinamico* (Eq. 1.7).

$$|E^*| = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} \tag{1.7}$$

Il concetto di modulo dinamico risulterà essere fondamentale per il proseguo della trattazione. Il modulo complesso può anche essere rappresentato nella seguente notazione:

$$E^* = E_{el} + iE_{visc} (1.8)$$

La relazione 1.8 permette la rappresentazione in campo complesso delle due componenti del modulo complesso. Queste ultime corrispondono alla componente elastica e alla componente viscosa del modulo complesso.

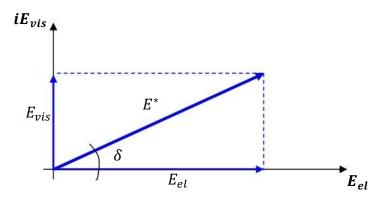


Figura 1.3 – Rappresentazione del modulo complesso

Le due componenti del modulo complesso sono funzione dell'angolo di fase, e sono determinate dalle seguenti relazioni:

$$E_{el} = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} \cos \delta = |E^*| \cos \delta \tag{1.9}$$

$$E_{vis} = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} sin\delta = |E^*| sin\delta$$
 (1.10)

Nel caso di un materiale perfettamente elastico l'angolo di fase è pari a 0°, e quindi la componente viscosa E_{visc} è nulla.

Nel caso invece di materiale perfettamente viscoso, l'angolo di fase è pari a 90°, e di conseguenza la componente elastica E_{el} del modulo complesso è nulla.

Sempre utilizzando la notazione polare, il valore del modulo dinamico e il rapporto fra le due componenti del modulo complesso si possono esprimere nel seguente modo:

$$|E^*| = \sqrt{E_{el}^2 + E_{vis}^2} \tag{1.11}$$

$$tan\delta = \frac{E_{vis}}{E_{el}} \tag{1.12}$$

1.1.2 La Curva Maestra

Un importante strumento per la descrizione delle proprietà dei conglomerati bituminosi è rappresentato dalla Curva Maestra (*Master Curve*).

La curva maestra è la rappresentazione grafica del comportamento del materiale a diverse freguenze e a una data temperatura di riferimento (tipicamente 20°C).

La rappresentazione avviene in uno spazio bi-logaritmico in cui, sull'asse delle ordinate è rappresentato il modulo complesso del materiale, mentre sull'asse delle ascisse è rappresentata la pulsazione ridotta.

La pulsazione ridotta è dipendente dalla frequenza ridotta, a sua volta ricavata dalla frequenza di carico mediante la seguente espressione:

$$f_R = f \cdot a_T \tag{1.13}$$

Dove a_T è uno *shift factor* dipendente dalla temperatura.

Il metodo appena descritto è il *metodo delle variabili ridotte*. Secondo tale metodo, il comportamento del materiale in un vasto range di frequenze di carico viene descritto mediante l'esecuzione di diverse prove (in un limitato range di frequenze) a differenti temperature, combinando quindi gli effetti di tempo e temperatura tramite degli *shift factor*.

Quanto appena descritto è basato sul Principio di Sovrapposizione Tempo-Temperatura trattato nel paragrafo 2.1.3.

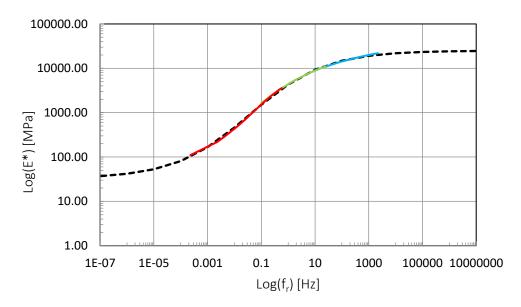


Figura 1.4 – Curva Maestra di un materiale (i diversi colori indicano prove eseguite a diverse temperature)

1.1.3 Diagramma di Black

Un'altra interessante rappresentazione dei risultati ottenuti dall'esecuzione di prove dinamiche è il diagramma di *Black (Black Diagram*).

Tale diagramma riporta sull'asse delle ascisse l'angolo di fase, e sull'asse delle ordinate il logaritmo della rigidezza del conglomerato bituminoso.

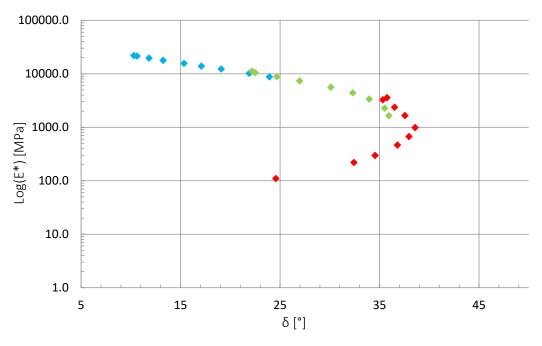


Figura 1.5 – Black Diagram

Attraverso questo diagramma è possibile osservare l'evoluzione del modulo dinamico in funzione dell'angolo di fase.

In un primo momento il modulo dinamico del materiale diminuisce al crescere dell'angolo di fase. Nella fase successiva al picco dell'angolo di fase, si osserva invece una inversione di comportamento. Ciò è dovuto dall'entrata in carico degli aggregati lapidei; essi, infatti, presentano comportamento pressoché elastico e quindi sono caratterizzati da bassi valori dell'angolo di fase.

1.2 Il fenomeno della fessurazione per fatica

Il fenomeno della fessurazione per fatica è una delle principali cause di degrado delle pavimentazioni in conglomerato bituminoso. Esso è causato dal il ripetuto passaggio del traffico veicolare sulla superficie della pavimentazione stessa.

La singola applicazione del carico, generata dal passaggio di un asse stradale, non sarebbe quindi in grado di provocare da sola la fessurazione del materiale. La fessurazione viene generata invece dalla ripetizione ciclica del carico nel corso del tempo.

Il meccanismo di generazione della fessura prevede la nascita di microfratture locali all'interno del materiale. Raggiunto un certo livello di danneggiamento, la coalescenza di queste microfessure crea una macrofessura che si propaga nella pavimentazione.

La fessurazione per fatica si può generare e propagare nella pavimentazione fondamentalmente in due modalità:

Fessurazione riflessiva (Bottom Up Cracking)

La fessurazione riflessiva è una fessurazione che si genera nello strato inferiore della pavimentazione in conglomerato bituminoso, tipicamente lo strato di base.

La fessurazione dello strato inferiore della pavimentazione è il prodotto dell'azione ciclica del traffico veicolare che, con il suo passaggio, provoca una ripetuta inflessione degli strati superiori della pavimentazione.

Quindi, lo strato inferiore della pavimentazione viene localmente messo in trazione dall'inflessione degli strati superiori causata dal passaggio del traffico veicolare.

In Figura 1.6 viene schematizzato il fenomeno appena descritto.

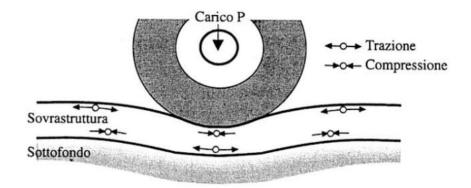


Figura 1.6 – Bottom up cracking

La ripetizione ciclica di tali sollecitazioni comporta la formazione di fessure nello strato inferiore della pavimentazione.

Le fessure così generate si propagano progressivamente verso l'alto, interessando anche gli strati superiori della pavimentazione.

Al raggiungimento della superficie della pavimentazione, il risultato del processo di fessurazione assume la tipica conformazione a "pelle di coccodrillo" caratterizzata dalla presenza di fessure interconnesse tra loro senza direzione preferenziale (Fig. 1.7)



Figura 1.7 – Fessurazione per fatica: tipica fessurazione a "pelle di coccodrillo"

Il raggiungimento della superficie da parte delle fessure è caratteristico della fase finale di questa tipologia di degrado.

Fessurazione *Top-Down*

La fessurazione di tipo *Top-Down* è una tipologia di fessurazione che prevede una propagazione della fessura in direzione opposta rispetto alla fessurazione riflessiva. Infatti, in questo caso, la fessura si genera nello strato superiore della pavimentazione e si propaga progressivamente verso gli strati inferiori.

La formazione delle fessure con tipologia Top-Down è dovuta alla presenza di sollecitazioni di taglio molto elevate sulla superficie della pavimentazione.

La valutazione del danneggiamento di una pavimentazione nei confronti della fessurazione a fatica viene fatta in maniera visiva, determinando la percentuale di superficie fessurata. A seconda della gravità del danneggiamento può essere necessario anche rimuovere e realizzare ex novo il pacchetto di pavimentazione.

Quindi, considerando l'importanza dell'opera nel contesto della quale verrà steso il materiale esaminato, e, considerata l'importanza dello strato di base nel fenomeno di fessurazione per fatica, è stato deciso di eseguire una caratterizzazione prestazionale avanzata del materiale per determinare la sua resistenza alla fessurazione per fatica.

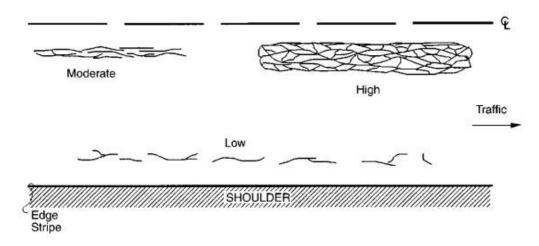


Figura 1.8 – Valutazione del danneggiamento dovuto alla fessurazione per fatica [1]

1.3 Approcci per lo studio del fenomeno della fatica

Nell'ultima parte di questo capitolo si vogliono presentare due diversi tipi di approcci per lo studio del comportamento a fatica del materiale.

Il secondo tipo di approccio descritto servirà ad introdurre l'argomento trattato nel secondo capitolo, e cioè il *Viscoelastic Continuum Damage Model*.

1.3.1 Approccio fenomenologico

L'approccio fenomenologico prende in considerazione le sollecitazioni, o le deformazioni, che determinano la rottura del materiale dopo un certo numero di ripetizioni del carico.

Tuttavia, il grande limite di questo approccio è causato dalla difficoltà di interpretazione dei risultati delle prove di fatica. Questa difficoltà è la conseguenza del fatto che, le sollecitazioni, o le deformazioni che portano un materiale a rottura sono direttamente influenzate dal tipo di prova eseguita.

Le prove di fatica possono essere catalogate in due metodologie:

- Prove in regime di controllo di tensione
- Prove in regime di controllo di deformazione

Le prove in controllo di tensione sono caratterizzate da sollecitazioni di carico di ampiezza costante.

Nelle prove in controllo di deformazione l'entità del carico applicato è determinata dalla corrispondente deformazione imposta, la quale viene mantenuta costante nello svolgimento della prova.

Le due metodologie prima citate comportano un diverso comportamento a rottura.

In una prova a controllo di tensione la formazione della fessura porta ad un incremento della sollecitazione effettiva agli estremi della fessura stessa; questo fenomeno induce una rapida propagazione della fessura portando velocemente il campione a rottura.

Con le prove in controllo di deformazione invece, la formazione della fessura porta a un decremento della rigidezza del materiale, il quale determina una riduzione della sollecitazione imposta e quindi un rallentamento della propagazione della fessura.

A bassi livelli di sollecitazione è quindi richiesto molto tempo prima di avere una propagazione delle fessure, con la conseguenza che il campione potrebbe anche non giungere ad una rottura macroscopica.

Dunque, se per le prove condotte in regime di controllo di sollecitazione è possibile definire la rottura del provino in modo chiaro, per le prove in controllo di deformazione questo non è possibile e bisogna introdurre un criterio per considerare la rottura convenzionale del provino.

Il criterio generalmente adottato fa riferimento alla norma UNI EN 12697-24 [2], la quale stabilisce come condizione di rottura il raggiungimento di una rigidezza pari al 50% della rigidezza iniziale.

1.3.2 Approccio meccanicistico

Come specificato in precedenza (par. 1.2), la rottura per fatica è il risultato di due processi: la generazione di microfratture e la loro propagazione con la formazione di fessure.

Il processo di propagazione della rottura per fessurazione è stato oggetto di diversi studi, e fondamentalmente può essere messo in relazione con la deformazione che si crea nei punti di discontinuità, e quindi può essere associato al bilancio energetico di quelle regioni.

Il lavoro delle forze esterne nelle regioni di discontinuità si trasforma in:

- Energia elastica immagazzinata;
- Energia richiesta per fenomeni irreversibili come scorrimento viscoso o plastico;
- Energia di superficie necessaria per la formazione di una rottura.

Lo studio del fenomeno della generazione e della crescita delle fratture all'interno di un materiale fa parte del dominio della meccanica del danno.

Nel prossimo capitolo verrà introdotta la Teoria del Danno Continuo (*Continuum Damage Theory*), la quale costituisce uno dei pilastri fondamentali su cui si basa il modello S-VECD. Tale modello è stato quello utilizzato per analizzare i dati relativi alle prove di fatica condotte in regime di *direct tension* sul materiale esaminato, e per caratterizzarne quindi il comportamento a fatica.

Capitolo II:

Il Viscoelastic Continuum Damage Model

Questo capitolo ha come obiettivo quello di fornire le basi teoriche sul modello adottato nell'analisi del comportamento a fatica del conglomerato bituminoso oggetto della sperimentazione. Tale passaggio risulta necessario per evidenziare i principi fondamentali su cui si basa il Visco-Elastic Continuum Damage Model (VECD), dai quali quindi dipenderà il tipo di approccio al complicato problema dello studio del comportamento a fatica.

Inoltre, verrà fornito un quadro riassuntivo sulle procedure adottate nell'applicazione del modello ai set di dati ricavati dalle prove di laboratorio effettuate. Tale passaggio ha rappresentato il cuore dell'analisi dati trattata nel quarto capitolo e, data la complessità del modello e della sua applicazione, viene affrontato separatamente da essa per non appesantirne la trattazione, mantenendo quindi il ruolo di importanza primaria ai risultati ottenuti e alle considerazioni maturate durante la sperimentazione.

Va comunque specificato che, l'applicazione del modello al caso di studio, ha seguito rigorosamente i dettami della norma AASHTO TP 107-14 "Determing the Damage Characteristic Curve of Asphalt Mixtures from Direct Tension Cyclic Fatigue Tests" [3]. Tale norma, oltre a fornire le modalità applicative del modello ai dati da analizzare, fornisce anche le indicazioni relative alle modalità di preparazione dei campioni da testare, alla loro conservazione, e specifica inoltre i requisiti che deve soddisfare l'apparato di prova e la procedura che deve essere seguita durante l'esecuzione dei test di fatica.

Tutte le informazioni fornite dalla norma AASHTO TP 107-14 [3] che esulano dalle modalità applicative del modello VECD, saranno trattate nel capitolo successivo relativo al programma sperimentale, in cui si evidenzieranno tutti gli aspetti pratici che hanno caratterizzato la sperimentazione, dalla preparazione dei campioni fino all'analisi delle procedure di prova e dell'apparato di prova stesso.

2.1 VECD: I principi fondamentali

Il fenomeno della fessurazione per fatica è una delle principali cause di ammaloramento delle sovrastrutture in conglomerato bituminoso. Tale tipo di degrado è causato dal ripetuto passaggio del traffico veicolare sulla pavimentazione, che, nel corso del tempo, porta alla formazione di fessure con la tipica conformazione a "pelle di coccodrillo".

L'importanza del fenomeno nella caratterizzazione prestazionale del comportamento di un conglomerato bituminoso, e la complessità del problema, hanno spinto la ricerca nella costruzione di un modello che cercasse di simulare le prestazioni a fatica di un conglomerato

bituminoso in sito con prove di laboratorio di natura empirica, basandosi su rigorose considerazioni di tipo teorico.

Lo sviluppo del Visco-Elastic Continuum Damage Model (VECD) si colloca proprio in questo quadro di intenti scientifici, con lo scopo di dare una soluzione a un problema pratico quale l'analisi del comportamento a fatica di uno strato di pavimentazione.

I primi approcci allo sviluppo di un modello per lo studio del comportamento a fatica di un conglomerato bituminoso si ebbero ad inizio anni '90 grazie agli sforzi di due ricercatori, Kim e Little [4], i quali applicarono la teoria costitutiva viscoelastica non lineare di Schapery (1981) su materiali di tipo "sand asphalt" soggetti a carichi ciclici.

Nel 1998 Lee e Kim [5] svilupparono un primo modello VECD e ne dimostrarono la sua applicabilità allo studio di conglomerati bituminosi soggetti a prove in regime di controllo di deformazione e a prove in controllo di tensione.

Successivamente, nel 2002, Daniel e Kim [6] dimostrarono che le caratteristiche di danno di un conglomerato bituminoso sono una proprietà intrinseca del materiale indipendente dalle condizioni di carico. Questa osservazione consentì di semplificare l'attività di ricerca permettendo l'uso di prove di laboratorio meno complicate.

Uno dei passaggi fondamentali dello sviluppo del modello VECD fu l'estensione del principio di sovrapposizione tempo-temperatura al campo dei materiali lineari viscoelastici per alti livelli di danneggiamento (Chehab et al. 2002) [7]. Questo infatti permise di ridurre in maniera significativa i tempi di prova.

Il modello VECD è quindi costruito sulla base di tre concetti (Miglietta e Brignolo, 2016) [8]:

- 1. Il principio di corrispondenza elastico viscoelastico, basato sulle pseudo-strain (ϵ^R) per la modellazione del comportamento viscoelastico del materiale;
- 2. La meccanica continua del danno, o *continuum damage mechanics*, basata sulla teoria del lavoro potenziale di Schapery utile per modellare gli effetti della microfessurazione sul comportamento globale costitutivo del materiale;
- 3. Il principio di sovrapposizione tempo temperatura, per includere gli effetti congiunti di tempo e temperatura con l'evolversi del danno.

Di seguito vengono analizzati i principi fondamentali su cui si basa il VECD.

2.1.1 Teoria della Viscoelasticità Lineare

Come ben noto i materiali elastici presentano un legame lineare tra tensioni e deformazioni esprimibile attraverso il modulo di Young.

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \tag{2.1}$$

Il comportamento di un materiale elastico-lineare presenta quindi una corrispondenza biunivoca tra tensioni e deformazioni, indipendente dalla storia di carico.

I materiali visco-elastici sono invece caratterizzati da un comportamento dipendente dalla storia tensionale, e quindi dipendente dai carichi a cui sono stati assoggettati nel corso del tempo. Inoltre, nel comportamento dei materiali visco-elastici vi è anche una dipendenza della risposta dalla temperatura e dal tempo di carico.

Dunque, partendo dalle equazioni costitutive di un materiale visco-elastico, l'obiettivo è quello di ottenere una relazione tra tensioni e deformazioni semplificata che consenta una più facile trattazione del problema.

Le leggi costitutive per i materiali visco-elastici non invecchiati possono essere espresse nel seguente modo:

$$\sigma = \int_0^t E(t - \tau) \frac{d\varepsilon}{d\tau} d\tau \tag{2.2}$$

$$\varepsilon = \int_0^t D(t - \tau) \frac{d\sigma}{d\tau} d\tau \tag{2.3}$$

Dove:

- E(t) è il modulo di rilassamento;
- D(t) è la deformabilità;
- au è la variabile di integrazione.

Secondo il principio di corrispondenza elastico-viscoelastico, i problemi visco-elastici possono essere risolti con soluzioni elastiche andando a sostituire alle deformazioni delle quantità chiamate pseudo-deformazioni (*pseudo-strain*):

$$\varepsilon^{R} = \frac{1}{E_{R}} \int_{0}^{t} E(t - \tau) \frac{d\varepsilon}{d\tau} d\tau$$
 (2.4)

Dove:

- ε^R è la pseudo-deformazione;
- ε è la deformazione;
- E_R è il modulo di riferimento, una costante arbitraria la cui presenza è dovuta a ragioni di compatibilità dimensionale; essa viene tipicamente posta uguale ad 1.

Quindi, con l'introduzione delle pseudo-deformazioni, secondo il principio di corrispondenza elastico-viscoelastico è possibile definire una relazione biunivoca, tra tensioni e pseudo-deformazioni (Eq. 2.5) molto simile al caso elastico-lineare.

$$\sigma = E_R \cdot \varepsilon^R \tag{2.5}$$

Tale semplificazione consente una trattazione molto più agevole del problema visco-elastico, di fatto permettendo l'utilizzo di soluzioni elastiche nella trattazione di problemi visco-elastici.

2.1.2 La teoria del danno continuo

Un materiale visco-elastico, come visto in precedenza, è caratterizzato da una relazione lineare tra tensioni e pseudo-deformazioni. Questa relazione lineare sussiste fino al momento in cui iniziano a formarsi e a diffondersi delle microfessurazioni.

La teoria del danno continuo o *continuum damage theory*, quindi, considera un corpo danneggiato caratterizzato da una certa rigidezza come un corpo integro avente una rigidezza ridotta. In questo modo si prescinde dai fenomeni a livello di microscala e si caratterizza il comportamento del materiale secondo osservazioni su scala macroscopica. Il concetto alla base della teoria del danno continuo è dunque che, qualsiasi riduzione della rigidezza di un materiale sia legata al danno subito dal materiale stesso.

Di seguito vengono riportate le equazioni fondamentali su cui si basa la teoria del danno continuo:

1. Pseudo-strain energy density function:

$$W^R = f(\varepsilon^R, S) \tag{2.6}$$

2. Relazione tensioni-pseudo deformazioni:

$$\sigma = \frac{\partial W^R}{\partial \varepsilon^R} \tag{2.7}$$

3. Legge di evoluzione del danno:

$$\frac{\partial S}{\partial t} = \left(-\frac{\partial W^R}{\partial S}\right)^{\alpha} \tag{2.8}$$

Dove:

- ε^{R} è la pseudo-strain;
- S è il parametro di danno;
- α è il damage evolution rate.

Il parametro S introdotto nelle precedenti equazioni è un parametro di danno rappresentativo del processo di accumulo del danno da parte di un materiale. Tale parametro deriva dall'applicazione della teoria del lavoro potenziale di Schapery, la quale valuta il danno attraverso una variabile di stato interna rappresentativa dei cambiamenti microstrutturali che avvengono all'interno del materiale. Tale teoria, sviluppata per i materiali elastici, è applicabile anche ai materiali visco-elastici sfruttando il principio di corrispondenza elastico-viscoelastico trattato in precedenza.

L'integrità strutturale di un materiale viene rappresentata dal modulo pseudo-secante C. Tale modulo non è altro che il modulo di rigidezza secante del materiale, reso indipendente dal tempo mediante l'introduzione delle pseudo-deformazioni. In questo modo è possibile valutare in maniera immediata, e a un livello di macroscala, l'integrità strutturale del materiale.

L'espressione assunta dal modulo pseudo-secante è la seguente:

$$C(S) = \frac{\sigma}{\varepsilon^R \cdot I} \tag{2.9}$$

Dove I è un fattore di normalizzazione.

Convenzionalmente si assume come valore iniziale un C pari ad 1, corrispondente cioè alla condizione di materiale integro. Tale integrità dipenderà dal danno S mediante una relazione decrescente. Infatti, all'accumularsi del danno S, corrisponderà una diminuzione del modulo pseudo-secante C, e quindi una riduzione dell'integrità del materiale.

La tipica relazione tra C ed S è descritta dalle curve caratteristiche di danno (CCD). Tale relazione rappresenta una proprietà intrinseca del materiale ed è indipendente dalle condizioni di carico.

2.1.3 Principio di sovrapposizione Tempo-Temperatura

Come ben noto, la rigidezza dei materiali viscoelastici, quali ad esempio i conglomerati bituminosi, è dipendente dal tempo di carico e dalla temperatura. In altre parole, la rigidezza, e quindi la risposta di un conglomerato bituminoso, oltre che a dipendere dalle peculiarità del materiale stesso, dipende anche dalla temperatura alla quale si trova in esercizio, e dipende dalla frequenza di carico a cui viene sottoposto dal passaggio veicolare.

Per indagare la completa risposta in termini di rigidezza di un conglomerato bituminoso bisognerebbe quindi sottoporlo a un'indagine sperimentale che dovrebbe indagare un vasto range di frequenze di carico e temperature, con la conseguenza, in molti casi, di andare al di fuori delle limitazioni imposte dagli apparati di prova.

Questa problematica viene risolta dall'introduzione del principio di sovrapposizione tempotemperatura, secondo il quale, gli stessi effetti prodotti sul comportamento visco-elastico del materiale dalla temperatura vengono prodotti dalle frequenze di sollecitazione e viceversa. Tempo e temperatura sono quindi equivalenti per ciò che concerne il loro effetto sulle caratteristiche visco-elastiche del materiale.

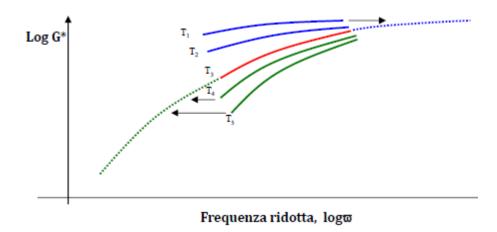


Figura 2.1 – Principio di Corrispondenza Tempo - Temperatura

Per combinare gli effetti di tempo e temperatura si utilizzano dei coefficienti detti *shift factors* mediante i quali si può definire una nuova variabile detta frequenza ridotta:

$$f_R = f \cdot a_T \tag{2.10}$$

Dove:

- f è la frequenza di carico;
- a_t è lo shift factor (funzione della temperatura di prova e della temperatura di riferimento).

In questo modo, il modulo dinamico del materiale, funzione della frequenza di carico e della temperatura di prova, viene espresso in funzione della frequenza ridotta.

$$|E^*(f,T)| = |E^*(f_R)|$$
 (2.11)

La frequenza ridotta permette così di rappresentare la curva maestra del materiale rispetto a una temperatura di riferimento, avendo indagato soltanto un determinato range di frequenze, e ricavando la risposta del materiale alle frequenze non indagate traslando verso la temperatura di riferimento le curve ricavate dall'esecuzione di prove a temperature differenti.

2.2 Applicazione del modello S-VECD

Il modello semplificato S-VECD è stato sviluppato dal Prof. Underwood presso la North Carolina State University (2009). [9]

Lo sviluppo di un modello semplificato del modello VECD ha avuto come obiettivo quello di limitare il grande onere computazionale riscontrabile nell'applicazione del modello VECD completo.

Infatti, nel modello semplificato del VECD (S-VECD) sono state introdotte una serie di semplificazioni e fattori di aggiustamento che hanno reso possibile il superamento delle

suddette problematiche, conservando comunque un significativo livello di precisione paragonabile a quello derivante dall'applicazione del modello VECD completo.

A differenza del modello rigoroso, il modello semplificato S-VECD è caratterizzato da un approccio a tratti, cioè vengono trattati in modo diverso i dati relativi al primo ciclo di carico e quelli relativi ai successivi. Questa distinzione è dovuta al fatto che il primo ciclo di carico comporta sul materiale un danneggiamento significativo che non può essere trattato con le stesse semplificazioni assunte nel modello semplificato.

Il modello S-VECD, dunque, è stato proprio quello applicato al caso di studio. Per la descrizione effettuata nei paragrafi successivi riguardo l'applicazione del modello, si è fatto riferimento alla già citata norma AASHTO TP 107-14 [3], e al lavoro di tesi di Miglietta e Brignolo (2016) [8].

Di seguito vengono fornite le forme funzionali necessarie alla caratterizzazione del S-VECD:

$$\varepsilon^{R} = \begin{cases} \varepsilon^{R} = \frac{1}{E_{R}} \int_{0}^{\xi} E(\xi - \tau) \frac{d\xi}{d\tau} d\tau & \xi \leq \xi_{P} \\ \left(\varepsilon^{R}_{0,ta}\right)_{i} = \frac{1}{E_{R}} \cdot \frac{\beta + 1}{2} \left[\left(\varepsilon_{0,pp}\right)_{i} \cdot |E^{*}|_{LVE} \right] & \xi > \xi_{P} \end{cases}$$
(2.12)

$$C = \begin{cases} C = \frac{\sigma}{\varepsilon^R \cdot DMR} & \xi \leq \xi_P \\ C^* = \frac{(\beta + 1)\sigma_{pp}}{2 \cdot \varepsilon_{0,tq}^R \cdot DMR} & \xi > \xi_P \end{cases}$$
 (2.13)

$$dS = \begin{cases} (dS_{\text{transient}})_{\text{timestep } j} = \left(-\frac{DMR}{2} \cdot (\varepsilon^{R})_{j}^{2} \cdot \Delta C_{j}\right)^{\frac{\alpha}{1+\alpha}} \cdot (\Delta \xi)_{j}^{\frac{1}{1+\alpha}} & \xi \leq \xi_{P} \\ \left(dS_{\text{cyclic}}\right)_{\text{cycle } i} = \left(-\frac{DMR}{2} \cdot (\varepsilon_{0,ta}^{R})^{2} \cdot \Delta C_{i}\right)^{\frac{\alpha}{1+\alpha}} \cdot [\Delta N_{i} \cdot \xi_{P} \cdot K_{1}]^{\frac{1}{1+\alpha}} & \xi > \xi_{P} \end{cases}$$

$$(2.14)$$

Dove:

- τ è la variabile di integrazione;
- ξè il tempo ridotto (reduced time);
- $\xi_{\rm P}$ è il tempo di impulso ridotto (*reduced pulse time*);
- $arepsilon_{0,pp}$ è l'ampiezza della deformazione peak-to-peak del ciclo specifico;
- $arepsilon_{0,ta}^R$ 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_i 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.

Come già specificato in precedenza, il punto di arrivo dell'applicazione del modello S-VECD è la determinazione della curva caratteristica di danno del materiale (CCD), la quale risulta indipendente da temperatura, frequenza e modalità di carico.

Naturalmente la CCD complessiva del materiale sarà ricavata dalle singole curve di danno relative ai singoli campioni testati a fatica. La variabilità delle singole CCD relative ai diversi campioni è intrinseca alla impossibilità di ottenere un set di campioni perfettamente uguali tra loro da un materiale eterogeneo come il conglomerato bituminoso.

Nei paragrafi 2.2.2-3-4-5-6 verranno ripercorsi i passaggi seguiti nell'applicazione del modello, presenti nella norma AASHTO TP 107-14 [3], fino ad arrivare alla determinazione della curva caratteristica di danno nel paragrafo 2.2.7.

Nel successivo paragrafo invece, prima di affrontare lo schema di applicazione del modello presentato nella norma, viene richiamato il modello di Maxwell. Questo richiamo è utile, oltre che per specificare il modello reologico adottato nel VECD, anche per introdurre una particolare serie numerica chiamata *Serie di Prony* di cui verrà fatto largo uso nel modello S-VECD.

2.2.1 Modello di Maxwell generalizzato

Uno dei modelli reologici più utilizzati nello studio del comportamento dei materiali viscoelastici è il modello di Maxwell.

Il modello di Maxell, rappresentato in figura 2.2, è costituito da una molla di *Hooke* e da uno smorzatore viscoso applicati in serie. Dunque, per congruenza, la deformazione totale del sistema corrisponde alla somma delle deformazioni nei due elementi, mentre la tensione applicata a ciascun elemento è per equilibrio uguale a quella del sistema.

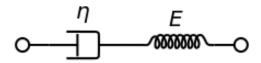


Figura 2.2 – Modello di Maxwell

Tuttavia, nel modello S-VECD non si è fatto direttamente riferimento al modello di Maxwell, ma si è utilizzato un modello di Maxwell generalizzato, altrimenti noto come *Wiechert model* (Fig. 2.3).

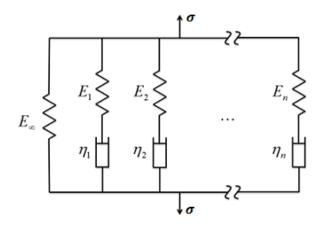


Figura 2.3 – Modello di Maxwell generalizzato

Il modello di Maxwell generalizzato è costituito n modelli di Maxwell semplici posti in serie, e da una molla posta sempre in parallelo.

Mediante questo modello è possibile esprimere il modulo di rilassamento, funzione del tempo, come la somma tra, il modulo di rilassamento a tempo infinito, detto *long-time equilibrium modulus*, e una serie di termini esponenziali nota come *Serie di Prony*.

$$E(t) = E_{\infty} + \sum_{i=1}^{n} E_i \cdot e^{\left(-\frac{t}{\rho_i}\right)}$$
 (2.15)

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.

Il modulo di rilassamento istantaneo è definito come il modulo di rilassamento definito al tempo zero. In questo caso l'equazione 2.15 si riduce nella forma seguente:

$$E_0 = E_{\infty} + \sum_{i=1}^{n} E_i \tag{2.16}$$

Invece a un tempo infinito, come già specificato, il modulo di rilassamento diventa pari al *long-time equilibrium modulus*.

$$\lim_{t \to \infty} E(t) = E_{\infty} \ge 0 \tag{2.17}$$

2.2.2 Calcolo dei coefficienti di Prony

Il presente, e i seguenti paragrafi, verteranno sulle modalità seguite nell'applicazione della norma AASHTO 107-14 [3]. Tale norma infatti fornisce una chiara e delineata procedura per l'applicazione del modello S-VECD.

Nello specifico, i paragrafi 2.2.2-3-4-5 fanno direttamente riferimento alle appendici fornite dalla norma.

Naturalmente il punto di partenza per l'applicazione del modello S-VECD è costituito dai dati di output forniti dal macchinario con cui sono state eseguite le prove. Tutta la parte relativa alla spiegazione del funzionamento dell'apparato di prova, alle modalità stesse della prova, e le specifiche sui campioni utilizzati, saranno fornite nel terzo capitolo in cui si parlerà approfonditamente del programma sperimentale.

L'obiettivo di questi paragrafi rimane quello di dare le basi teoriche e applicative del modello utilizzato nell'analisi dei set di dati ottenuti dalle prove eseguite. I risultati ottenuti dall'applicazione del modello verranno poi esposti nel quarto capitolo.

Le serie di *Prony* introdotte nel precedente paragrafo 2.2.1, servono a dare una formulazione del modulo di rilassamento dipendente dal tempo.

$$E(t) = E_{\infty} + \sum_{i=1}^{n} E_i \cdot e^{\left(-\frac{t}{\rho_i}\right)}$$
 (2.18)

Dunque, lo scopo di questa prima parte è quello di definire la procedura di calcolo dei moduli dei termini di Prony $E_{\rm i}$.

Tali coefficienti sono ricavabili mediante il seguente prodotto matriciale:

$${E}_{i} = [B]_{mi}^{-1} \times {E'}_{norm}$$
 (2.19)

Dove:

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

Il calcolo dei moduli dei termini di *Prony* richiede quindi la determinazione preliminare dei dati necessari alla costruzione della curva maestra. Nelle prove di modulo è stato ricavato il modulo dinamico del materiale in funzione della frequenza di carico e della temperatura di prova. Le curve maestre sono state poi costruite mediante il già citato principio di sovrapposizione tempo-temperatura.

Dopo aver determinato i moduli dinamici a diverse frequenze e temperature (nel caso in esame sono stati scelti tre livelli di temperatura), si sono ricavati i valori dei moduli elastici E' mediante la formulazione seguente:

$$E' = |E^*| \cdot \cos\left(\frac{\theta \cdot \pi}{180}\right) \tag{2.20}$$

Dove $|E^*|$ rappresenta il modulo ricavato dalla prova, e θ è l'angolo di fase, anch'esso determinato durante la prova di modulo.

Naturalmente, prima di ricavare le curve maestre, si sono ricavate le pulsazioni ridotte e quindi le frequenze ridotte che permettono di combinare gli effetti di tempo di carico e temperatura.

Viene fornita nell'equazione 2.21, la formulazione per ricavare la pulsazione ridotta:

$$\omega_R = \omega \cdot a_T \tag{2.21}$$

Dove ω rappresenta la pulsazione del carico, ricavabile facilmente dalla seguente relazione mediante la frequenza di carico imposta nei vari step della prova di modulo dinamico:

$$\omega = 2 \cdot \pi \cdot f \tag{2.22}$$

Lo *shift factor* a_T , fattore dipendente dalla temperatura di prova e dalla temperatura di riferimento (tipicamente 20°C) alla quale si vuole fare riferimento nella costruzione della *master curve*, è stato calcolato mediante la seguente relazione proposta dalla norma:

$$a_T = 10^{\frac{E_a}{2,303 \cdot R} \left(\frac{1}{273,15+T} - \frac{1}{273,15+T_{ref}} \right)}$$
 (2.23)

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)].

La determinazione della curva maestra del materiale viene fatta attraverso un processo di ottimizzazione dei parametri della funzione sigmoidale espresso dall'equazione 2.24.

$$OF_{log} = \sum_{i=1}^{M} \left[\log(E'_{fit})_{j} - \log(E'_{meas})_{j} \right]^{2}$$
 (2.24)

Dove M rappresenta il numero il numero totale di pulsazioni ridotte indagate eseguendo le prove di modulo a diverse frequenze di carico e diverse temperature.

Il processo di ottimizzazione è volto quindi alla minimizzazione del valore risultante dalla equazione 2.24. In termini pratici si vuole minimizzare la differenza tra i valori dei moduli E' ottenuti dalla prova, e quelli, riferiti alle stesse pulsazioni ridotte dei precedenti, ricavati dalla funzione sigmoidale (Eq. 2.25).

Alla fine del processo di ottimizzazione quello che si ricava è la formulazione della funzione sigmoidale che meglio approssima i dati sperimentali ottenuti.

$$\log[E'(\omega_R)] = k + \frac{max - k}{1 + e^{\delta + \gamma \cdot \log(\omega_R)}}$$
(2.25)

La funzione, oltre che ad essere chiaramente dipendente dalla pulsazione ridotta ω_R , dipende da quattro fattori: k, δ , γ e max.

I primi tre fattori sopracitati, k, δ e γ , sono i coefficienti di forma della funzione sigmoidale oggetto del processo di ottimizzazione. Infatti, modificando il valore di questi tre termini si va a modificare la forma della funzione sigmoidale fino ad ottenere una curva che meglio approssima i dati sperimentali.

Il fattore *max* invece è un fattore dipendente dalle caratteristiche volumetriche della miscela di conglomerato bituminoso esaminata (Eq. 2.26).

$$max = P_{C} \left[A \left(1 - \frac{VMA}{100} \right) + B \left(\frac{VFA \cdot VMA}{10000} \right) \right] + \frac{1 - P_{C}}{\left[\left(1 - \frac{VMA}{100} \right) + \frac{VMA}{B \cdot VFA} \right]}$$
(2.26)

Dove:

- A rappresenta una costante pari a 4.200.000 se consideriamo i $\{psi\}$, mentre è pari a 29.000.000 se il calcolo viene condotto in $\{kPa\}$;
- B rappresenta una costante pari a 435.000 se consideriamo i $\{psi\}$, mentre è pari a 3.000.000 se il calcolo viene condotto in $\{kPa\}$;
- VMA "Voids in mineral aggregate" sono i vuoti nella miscela secca di aggregati;
- VFA "Voids filled with asphalt" sono i vuoti riempiti di bitume.

Il coefficiente P_C che compare nell'equazione 2.26, è anch'esso dipendente da VMA e VFA:

$$P_C = \frac{\left(20 + \frac{435.000 \cdot VFA}{VMA}\right)^{0.58}}{650 + \left(\frac{435.000 \cdot VFA}{VMA}\right)^{0.58}}$$
(2.27)

Una volta definita la curva maestra mediante ottimizzazione della funzione sigmoidale è possibile ricavare il vettore $\{E'\}_{norm}$ definito come segue:

$$E'_{norm} = E' - E_{\infty} \tag{2.28}$$

Il *long-time equilibrium modulus* viene ricavato dalla seguente relazione, funzione del parametro k ottenuto dal processo di ottimizzazione:

$$E_{\infty} = 10^k \tag{2.29}$$

A questo punto, noto il vettore $\{E'\}_{norm}$, e nota la matrice $[B]_{mi}^{-1}$ la cui formulazione matematica è fornita dalla norma, è possibile ricavare il vettore dei moduli dei termini della serie di *Prony*.

2.2.3 Calcolo delle Pseudo-Strain

Per il calcolo delle pseudo-deformazioni la norma propone le due formulazioni riportate nel paragrafo 2.2 (Eq. 2.12). Infatti, il modello S-VECD prevede un approccio a tratti in cui i dati relativi ai primi cicli di carico vengono trattati diversamente da tutti gli altri; questo avviene per il già citato motivo secondo il quale i primi cicli inducono nel materiale un danneggiamento significativo che impone una trattazione più rigorosa.

In questo paragrafo si vanno quindi ad illustrare i passaggi effettuati nel calcolo delle *pseudo-strain* per i primi cicli di carico. Le *pseudo-strain* per i cicli successivi, invece, sono calcolate con la formulazione analitica e semplificata. Quest'ultima prende in considerazione le deformazioni "peak to peak" medie mantenute durante un certo numero di cicli di carico.

La necessità di trattare i primi cicli di carico in modo più rigoroso e preciso impone un maggiore infittimento dei dati registrati dagli apparati di prova. Infatti, in questo caso non si fa più riferimento alle deformazioni medie mantenute lungo un determinato numero di cicli di carico, ma ci si riferisce a condizioni di deformazione puntuale, riferite cioè a un certo istante di tempo e non più a un certo numero di cicli.

La macchina, per permettere questo fornisce una registrazione dettagliata delle tensioni e delle deformazioni indotte nel campione dall'applicazione carico durante i primi cinque cicli della prova di fatica, con un passo di registrazione dell'ordine del millesimo di secondo.

I dati considerati in questa fase della modellazione sono soltanto quelli fino al primo picco della tensione.

Dunque, la trattazione con il modello rigoroso viene effettuata soltanto fino al primo picco della tensione, quindi nemmeno per il primo ciclo di carico completo. Questo è infatti sufficiente a cogliere il danneggiamento iniziale del materiale.

Come è facilmente intuibile dal passo di analisi (dell'ordine del millesimo di secondo) dei dati fino al primo picco della tensione, l'applicazione del modello rigoroso non viene estesa ai successivi cicli di carico a causa della sua onerosità di calcolo. Infatti, le prove di fatica su di un conglomerato bituminoso possono durare anche giorni, e il modello rigoroso comporterebbe un enorme onere computazionale non giustificato dai risultati ottenuti, i quali sarebbero pressoché identici a quelli ottenuti con il modello semplificato.

Si passa ora al calcolo del tempo ridotto, della variazione di deformazione e di tensione per ogni istante temporale registrato fino al raggiungimento del primo picco della tensione precedentemente identificato.

$$t_R = \frac{t}{a_T} \tag{2.30}$$

$$\Delta \text{Strain}_i = \varepsilon_i - \varepsilon_{i-1} \tag{2.31}$$

$$\Delta \text{Reduced Time}_i = t_{R,i} - t_{R,i-1} \tag{2.32}$$

Questi ultimi vengono utilizzati per determinare i vettori di valori η_m^n denominati variabili di stato, le quali rappresentano le tensioni delle varie coppie di molle – dissipatori viscosi presenti nel modello di Maxwell generalizzato. Ogni vettore formato dai valori η_m^n è riferito a un certo tempo di prova.

Il calcolo dei suddetti valori è dato dalle equazioni 2.33-34-35, in cui l'unico termine calcolato in modo differente dagli altri è η_0 , chiamato variabile di stato elastica, ottenuto moltiplicando la deformazione per il long-time equilibrium modulus.

$$\eta_{0,i} = E_{\infty} \cdot \varepsilon_i \tag{2.33}$$

$$\eta_1^1 = E_1 \cdot \rho_1 \left(\frac{\Delta \varepsilon^1}{\Delta t_R^1} \right) \left[1 - e^{-\frac{\Delta t_R^1}{\rho_1}} \right] \tag{2.34}$$

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.

$$\eta_m^{n+1} = e^{-\frac{\Delta t_R}{\rho_m}} \cdot \eta_m^n + E_m \cdot \rho_m \left(\frac{\varepsilon^{n+1} - \varepsilon^n}{\Delta t_R} \right) \left[1 - e^{-\frac{\Delta t_R}{\rho_m}} \right]$$
 (2.35)

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;
- ho_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.

Definita la matrice delle variabili di stato η_m^n , è possibile calcolare le pseudo-deformazioni mediante la seguente relazione:

$$\varepsilon^{R(n+1)} = \frac{1}{E_R} \left[\eta_0^{n+1} + \sum_{m=1}^N \eta_m^{n+1} \right]$$
 (2.36)

Si ricorda nuovamente che le pseudo-deformazioni relative a tutti i cicli successivi al raggiungimento del primo picco della tensione sono trattate con l'approccio semplificato, e sono calcolate con la relazione analitica presentata nell'equazione 2.12.

2.2.4 Calcolo del Continuum Damage Power Term

Il Continuum Damage Powert Term α , è un termine legato alla pendenza del modulo di rilassamento.

Il procedimento consiste nell'approssimare la distribuzione della pendenza logaritmica del modulo di rilassamento (espresso in serie di *Prony*) funzione del tempo ridotto, con una distribuzione Gaussiana. Si tratta quindi di un procedimento di ottimizzazione ai minimi quadrati il cui risultato è la definizione dei parametri della distribuzione Gaussiana che meglio approssima l'andamento della pendenza logaritmica del modulo di rilassamento.

La norma consiglia di assumere un valore iniziale del tempo ridotto pari a $1x10^{-6}$, e di costruire una matrice avente 200 righe in cui, i successivi valori del tempo ridotto saranno ricavati mediante la seguente espressione:

$$t_i = t_{i-1} \cdot dt \tag{2.37}$$

Dove dt è un coefficiente moltiplicativo (dt-Multiplication Factor) assunto inizialmente pari a 1.2. Il ruolo di questo fattore moltiplicativo è quello di influenzare lo spazio logaritmico del tempo ridotto; operativamente tale valore deve essere modificato manualmente al fine di ottenere una rappresentazione della distribuzione il quanto più simmetrica possibile.

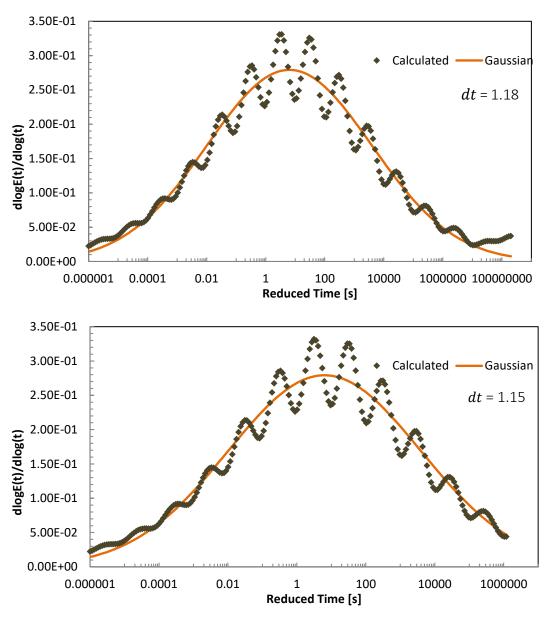


Figura 2.4 – Influenza del dt -Multiplication Factor

Il calcolo della pendenza logaritmica del modulo di rilassamento e della distribuzione Gaussiana viene fatto rispettivamente con le equazioni 2.38 e 2.39.

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

$$\frac{d \log E(t)}{d \log(t)} = n \cdot e^{-\frac{[\log(t) - \mu]^2}{2v^2}}$$
(2.38)

$$\frac{d \log E(t)}{d \log(t)} = n \cdot e^{-\frac{[\log(t) - \mu]^2}{2v^2}}$$
 (2.39)

Dove:

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

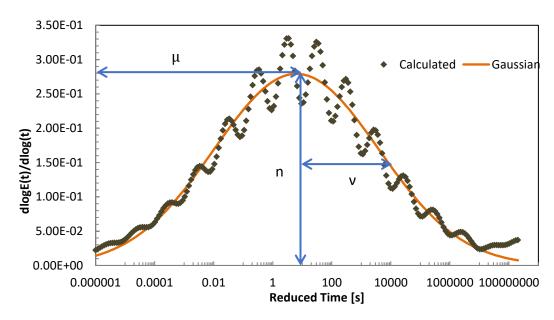


Immagine 2.5 – Parametri della distribuzione Gaussiana

Il processo di ottimizzazione viene eseguito mediante le seguenti relazioni, impostando al minimo valore la sommatoria "OF" (Eq. 2.41), e cambiando iterativamente i parametri della distribuzione Gaussiana prima specificati:

$$SD_{j} = \left[\left(\left(\frac{d \log E(t)}{d \log(t)} \right)_{Gaussian} \right)_{j} - \left(\left(\frac{d \log E(t)}{d \log(t)} \right)_{calculated} \right)_{j} \right]^{2}$$

$$OF = \sum_{j=1}^{200} SD_{j}$$
(2.40)

Una volta completata l'ottimizzazione, e quindi ricavati i parametri della distribuzione Gaussiana che meglio approssima l'andamento della pendenza logaritmica del modulo di rilassamento, è possibile calcolare il valore del *continuum damage power term* α mediante l'equazione 2.42.

$$\alpha = \frac{1}{n} + 1 \tag{2.42}$$

2.2.5 Calcolo del Dynamic Modulus Ratio

Il *Dynamic Modulus Ratio* (DMR) rappresenta il rapporto tra due moduli (Eq. 2.43): quello misurato nella prova di modulo eseguita contestualmente all'esecuzione della prova di fatica (il cosiddetto *fingerprint test*), e quello modellato basato sul modulo di rilassamento. Nelle condizioni ideali il DMR assumerebbe un valore pari ad 1.

Il *Dynamic Modulus Ratio* rappresenta quindi un parametro di compensazione per la variabilità intrinseca che caratterizza i campioni che vengono testati.

$$DMR = \frac{|E^*|_{\text{fingerprint}}}{|E^*|_{LVE}}$$
 (2.43)

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 $|E^*|_{LVE}$ viene calcolato con la seguente equazione:

$$|E^*|_{LVE} = \sqrt{(E')^2 + (E'')^2} = \sqrt{\left[E_{\infty} + \sum_{m=1}^{N} \frac{E_m \cdot \omega_R^2 \cdot \rho_m^2}{\omega_R^2 \cdot \rho_m^2 + 1}\right]^2 + \left[\sum_{m=1}^{N} \frac{E_m \cdot \omega_R \cdot \rho_m}{\omega_R^2 \cdot \rho_m^2 + 1}\right]^2}$$
(2.44)

Dove:

- ω è la frequenza angolare utilizzata nel fingerprint test;
- ω_R è la frequenza angolare ridotta usata nel fingerprint test;
- E_{∞} , E_m , ρ_m sono i termini della serie di *Prony*.

Il valore del DMR servirà in seguito a calcolare il modulo pseudo-secante del materiale.

$$C = \frac{\sigma}{\varepsilon^R \cdot DMR} \tag{2.45}$$

2.2.6 Calcolo di K₁

Come specificato nel paragrafo 2.2, il modello S-VECD distingue l'approccio alla trattazione dei dati riferiti ai primi cicli di carico (in particolare considera i dati fino al primo picco della tensione) da tutti gli altri cicli. Di conseguenza, se per i primi cicli di carico si ha a disposizione un andamento continuo delle tensioni e delle deformazioni nel campione, invece, per i cicli successivi la registrazione dei dati viene effettuata ogni 10 cicli di applicazione del carico.

Il coefficiente K_1 , detto coefficiente di aggiustamento, è quindi un termine che viene applicato nel calcolo dell'incremento di danno dS, al fine di supporre le pseudo-deformazioni costanti all'interno del ciclo.

L'equazione che permette il calcolo di K_1 è la seguente:

$$K_1 = \frac{1}{\xi_f - \xi_i} \int_{\xi_i}^{\xi_f} [f(\xi)]^{2\alpha} d\xi$$
 (2.46)

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;

$$\xi_i = \frac{\pi}{\omega} - \frac{\pi - \cos^{-1}(\beta)}{\omega} \tag{2.47}$$

$$\xi_f = \frac{\pi}{\omega} + \frac{\pi - \cos^{-1}(\beta)}{\omega} \tag{2.48}$$

Di seguito vengono riportate le formulazioni per il calcolo di dS. L'equazione 2.49 fa riferimento all'approccio rigoroso del modello applicato ai primi cicli di carico, mentre le equazioni 2.50 e 2.51 si riferiscono alla formulazione semplificata applicata a tutti gli altri cicli della prova a fatica.

$$dS_i = \left(-\frac{1}{2} \cdot (\varepsilon^R)_i^2 \cdot \Delta C_i\right)^{\frac{\alpha}{1+\alpha}} \cdot (\Delta \xi)_i^{\frac{1}{1+\alpha}}$$
 (2.49)

$$dS_i = 0$$
 $se\ C_i^* > C_{i-1}^*$ (2.50)

$$dS_{i} = \left(-\frac{DMR}{2} \cdot \left(\varepsilon_{ta}^{R}\right)_{i}^{2} \cdot \Delta C_{i}^{*}\right)^{\frac{\alpha}{1+\alpha}} \cdot \left(\Delta \xi\right)_{i}^{\frac{1}{1+\alpha}} \cdot \left(K_{1}\right)^{\frac{1}{1+\alpha}} \qquad se \ C_{i}^{*} \leq C_{i-1}^{*} \quad (2.51)^{\frac{1}{1+\alpha}}$$

Dove:

$$\varepsilon_{ta}^{R} = \frac{\beta + 1}{2} \varepsilon_{PP}^{R} \tag{2.52}$$

$$\Delta \xi = \xi_i - \xi_f \tag{2.53}$$

Come si può notare dal confronto tra l'equazione 2.49 e 2.51, nell'approccio semplificato, oltre all'inserimento del coefficiente di aggiustamento K_1 , si sostituisce la pseudo-deformazione ε^R con la pseudo-deformazione di trazione ε^R_{ta} .

Il coefficiente β che compare all'interno dell'equazione 2.52, rappresenta un fattore di forma del carico. I valori che può assumere β sono compresi in un range che va da +1 a -1, dove +1 corrisponde a una storia di carico di totale trazione all'interno del ciclo, e -1 ad una storia di carico di totale compressione. I valori intermedi corrispondono quindi alla compresenza di tensioni di trazione e compressione durante un ciclo di carico.

Si specifica che viene assunto un valore di β pari ad 1 fino al raggiungimento del primo picco della tensione.

Per tutti i cicli successivi il valore di β è ricavabile mediante l'equazione 2.54.

$$\beta_{i} = \frac{\left(\sigma_{\text{peak}}\right)_{i} + \left(\sigma_{\text{valley}}\right)_{i}}{\left|\sigma_{\text{peak}}\right|_{i} + \left|\sigma_{\text{valley}}\right|_{i}}$$
(2.54)

2.2.7 La curva caratteristica di danno

La curva caratteristica di danno (CCD) esprime la relazione fondamentale tra l'integrità strutturale e la quantità di danno accumulata da una certa miscela bituminosa.

Come visto nei precedenti paragrafi, l'integrità strutturale viene espressa mediante il modulo pseudo-secante, per il quale si assume un valore iniziale pari ad 1, corrispondente alla situazione di materiale integro.

La quantità di danno cumulata a un certo istante temporale, corrispondente a un certo numero di cicli della prova di fatica, viene invece calcolato come sommatoria dei danni dS cumulati fino all'i-esimo ciclo considerato.

$$S_i = S_{\text{Initial Cycle}} + \sum_{i=1}^{N} dS_i$$
 (2.55)

Il danno subito nei primi cicli della prova a fatica ($S_{\text{Initial Cycle}}$) viene calcolato come sommatoria dei danni dS calcolati con l'ausilio dell'equazione 2.49 facente riferimento al metodo rigoroso.

Il danno relativo a tutti gli altri cicli invece viene calcolato come sommatoria dei danni *dS* ricavati dalle equazioni 2.50 e 2.51, utilizzando quindi l'approccio semplificato del S-VECD. In fase di modellazione, comunque, non devono essere considerati tutti i dati di output registrati durante il corso della prova a fatica, ma è sufficiente considerare i valori fino all'nesimo ciclo in corrispondenza del quale si assume la rottura del campione.

In letteratura sono presenti fondamentalmente tre criteri per identificare la rottura del campione durante la prova di fatica e quindi il numero dei cicli a rottura N_f .

Il primo identifica la rottura del campione nel ciclo corrispondente al raggiungimento del piccolo dell'angolo di fase. Tuttavia, l'applicazione di questo criterio al caso di studio non è stata sempre agevole. Infatti, l'elevata temperatura alla quale si sono testati i campioni a fatica (30°), e la modalità della prova stessa eseguita in controllo di deformazione, hanno portato ad avere una lenta evoluzione dell'angolo di fase che ha reso difficoltoso l'identificazione del picco.

Per ottenere una rappresentazione più funzionale e identificare qualitativamente la posizione del picco, si è utilizzata una rappresentazione del numero di cicli in funzione dell'angolo di fase in un piano semi-logaritmico.

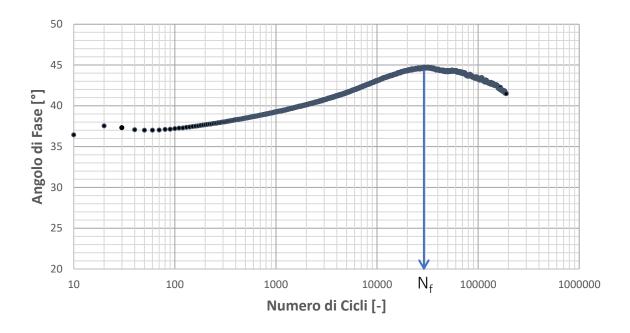


Figura 2.6 – Identificazione dei cicli a rottura mediante il criterio del picco dell'angolo di fase.

Per ovviare a queste difficoltà pratiche, e per avvalorare la bontà dell'analisi svolta, è stato utilizzato anche il secondo criterio il quale prevede di identificare la rottura del campione al raggiungimento del 50% del modulo iniziale.

I risultati derivanti dall'applicazione dei due criteri di rottura verranno poi presentati e confrontati nel quarto capitolo relativo all'analisi dati.

Il terzo, e ultimo criterio presente in letteratura, prevede di considerare come numero di cicli a rottura quelli corrispondenti al raggiungimento del picco in un diagramma numero di cicli funzione del modulo dinamico moltiplicato per il numero di cicli. Tuttavia, questo criterio non ha trovato applicazione al caso di studio. Infatti, a causa delle peculiarità delle condizioni di prova (elevata temperatura e prova in controllo di deformazione), non è stato possibile individuare una situazione di picco nel diagramma sopracitato.

Il passaggio finale proposto dalla norma AAHSTO TP 107-14 [3], prima della rappresentazione della curva caratteristica di danno, è quello di andare ad approssimare con una funzione l'andamento del modulo pseudo-secante \mathcal{C} funzione del danno \mathcal{S} .

Le due funzioni proposte dalla norma, determinate rispettivamente da Kim e Underwood, sono le seguenti:

$$C = 1 - y \cdot S^z \tag{2.56}$$

$$C = e^{a \cdot S^b} \tag{2.57}$$

Dove:

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

Operativamente, mediante le precedenti espressioni viene calcolato il valore di \mathcal{C} corrispondente ai valori di danno \mathcal{S} ricavati in precedenza andando a modificare i parametri della funzione. Il processo di ottimizzazione si conclude con la determinazione dei parametri che portano le due funzioni ad approssimare al meglio i valori di \mathcal{C} determinati nell'applicazione del modello S-VECD.

La scelta della funzione da utilizzare per la rappresentazione delle curve caratteristiche di danno è a discrezione dell'operatore.

2.3.8 Determinazione della vita a fatica

La derivazione di un'equazione in forma chiusa atta a prevedere il numero di cicli a rottura in funzione di un dato livello di deformazione rappresenta l'applicazione più diretta del modello S-VECD.

Si prende come punto di partenza la legge di evoluzione del danno del modello S-VECD (Eq. 2.14). Tale equazione può essere scritta in modo compatto nella seguente forma:

$$\frac{dS}{d\xi} = \left(-\frac{1}{2}\left(\varepsilon_{0,ta}^R\right)^2 \frac{\partial C}{\partial S}\right)^{\alpha} K_1 \tag{2.58}$$

È possibile esprimere la legge di evoluzione del danno (Eq. 2.58) in termini di numero di cicli N; in questo caso la derivata parziale del tempo ridotto rispetto al numero di cicli rappresenta l'inverso della frequenza ridotta:

$$\frac{dS}{dN} = \frac{dS}{d\xi} \frac{d\xi}{dN} = \frac{dS}{d\xi} \frac{1}{f_{red}} = \left(-\frac{1}{2} \left(\varepsilon_{0,ta}^R\right)^2 \frac{\partial C}{\partial S}\right)^{\alpha} K_1 \left(\frac{1}{f_{red}}\right) \tag{2.59}$$

Dove:

- ξè il tempo ridotto (reduced time);
- ξ_P è il tempo di impulso ridotto (*reduced pulse time*);
- $arepsilon^R_{0.ta}$ è l'ampiezza della pseudo deformazione in trazione del ciclo specifico;
- dS è l'incremento di danno crescente durante gli step di calcolo;
- ΔC_i è la differenza finita tra i due 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 loading shape factor;
- *DMR* è il dynamic modulus ratio;
- $f_{red} = f \cdot a_T$ è la frequenza ridotta data dal prodotto della frequenza per lo shift factor;
- α è il damage evolution rate.

Assumendo una legge di potenza per descrivere le caratteristiche di danno (Eq. 2.60), tramite derivazione si ottiene la seguente espressione:

$$C(S) = 1 - C_{11}S^{C_{12}} (2.60)$$

$$\frac{\partial C}{\partial S} = -C_{11}C_{12}S^{C_{12}-1} \tag{2.61}$$

Sostituendo l'equazione 2.61 nell'equazione 2.60 e isolando i termini relativi al danno si ottiene:

$$\frac{dS}{dN} = \left(\frac{1}{2} \left(\varepsilon_{0,ta}^{R}\right)^{2} C_{11} C_{12}\right)^{\alpha} K_{1} \left(\frac{1}{f_{red}}\right) \left(S^{(C_{12}-1)}\right)^{\alpha} \tag{2.62}$$

Riscrivendo l'equazione precedente ricavando $S^{(C_{12}-1)}$ il termine si ottiene:

$$\left(S^{(C_{12}-1)}\right)^{-\alpha}dS = \left(\frac{1}{2}\left(\varepsilon_{0,ta}^{R}\right)^{2}C_{11}C_{12}\right)^{\alpha}K_{1}\left(\frac{1}{f_{red}}\right)dN \tag{2.63}$$

Si integra quindi l'equazione 2.63 tra S_{ini} e S_f :

$$\int_{S_{ini}}^{S_f} \left(S^{(C_{12}-1)} \right)^{-\alpha} dS = \int_{1}^{N_f} \left(\frac{1}{2} \left(\varepsilon_{0,ta}^R \right)^2 C_{11} C_{12} \right)^{\alpha} K_1 \left(\frac{1}{f_{red}} \right) dN \tag{2.64}$$

$$\frac{S^{\alpha - \alpha C_{12} + 1}}{\alpha - \alpha C_{12} + 1} \bigg|_{S_{ini}}^{S_f} = \left(\frac{1}{2} \left(\varepsilon_{0,ta}^R\right)^2 C_{11} C_{12}\right)^{\alpha} K_1 \left(\frac{1}{f_{red}}\right) \left(N_f - 1\right)$$
(2.65)

$$\frac{S_f^{\alpha - \alpha C_{12} + 1}}{\alpha - \alpha C_{12} + 1} - \frac{S_{ini}^{\alpha - \alpha C_{12} + 1}}{\alpha - \alpha C_{12} + 1} = \left(\frac{1}{2} \left(\varepsilon_{0,ta}^R\right)^2 C_{11} C_{12}\right)^{\alpha} K_1 \left(\frac{1}{f_{red}}\right) \left(N_f - 1\right) \tag{2.66}$$

Assumendo che $S_{ini} \ll S_f$ e $N_f \gg 1$, l'equazione 2.66 si semplifica in questo modo:

$$\frac{S_f^{\alpha - \alpha C_{12} + 1}}{\alpha - \alpha C_{12} + 1} = \left(\frac{1}{2} \left(\varepsilon_{0,ta}^R\right)^2 C_{11} C_{12}\right)^{\alpha} K_1 \left(\frac{1}{f_{red}}\right) \left(N_f\right) \tag{2.67}$$

L'equazione 2.67 risulta essere la medesima derivata dagli autori Lee e Kim, dalla quale pertanto si discosta per la presenza del fattore K_1 e per la pseudo-deformazione che risulta essere in questo caso l'ampiezza della pseudo-deformazione in trazione. Ricavando dalla precedente equazione il valore di N_f si ottiene:

$$N_f = \frac{(f_{red})(2^{\alpha})S_f^{\alpha - \alpha C_{12} + 1}}{(\alpha - \alpha C_{12} + 1)(C_{11}C_{12})^{\alpha} (\varepsilon_{0,ta}^R)^{2\alpha} K_1}$$
(2.68)

In cui sostituendo la porzione ciclica della pseudo-deformazione $\varepsilon_{0,ta}^R$, e ponendo il modulo di riferimento E_R pari a 1, si giunge alla relazione finale (Eq. 2.69) che consente di descrivere la vita a fatica del materiale.

$$N_{failure} = \frac{(f_{red})(2^{3\alpha})S_f^{\alpha - \alpha C_{12} + 1}}{(\alpha - \alpha C_{12} + 1)(C_{11}C_{12})^{\alpha} [(\beta + 1)(\varepsilon_{0,pp})(|E^*|_{LVE})]^{2\alpha} K_1}$$
(2.69)

Dove:

- $arepsilon_{0,pp}$ è l'ampiezza della deformazione peak-to-peak applicata per ottenere N_f ;
- β è il fattore di forma del carico (*load form factor*);
- $|E^*|_{LVE}$ è il modulo dinamico viscoelastico lineare (LVE);
- S_f è il valore finale di danno ricavato dalla legge di potenza in funzione di \mathcal{C}_f ;
- C_{11} , C_{12} sono i coefficienti di modello relativi alla legge caratteristica di danno;
- K_1 è il loading shape factor;
- α è il damage evolution rate.

Capitolo III:

Programma Sperimentale

In questo capitolo si passa a descrivere il programma sperimentale che ha caratterizzato le attività svolte presso il Laboratorio di Materiali Stradali del Politecnico di Torino.

Nella prima parte del capitolo si definiscono e si caratterizzano i materiali costituenti il conglomerato bituminoso oggetto della sperimentazione, e si determinano le caratteristiche volumetriche della miscela. Come prima cosa, infatti, si è determinato il quantitativo di bitume della miscela, e si è definita la distribuzione granulometrica degli aggregati costituenti la miscela stessa. Successivamente è stata determinata la massima massa volumica teorica (MMVT) della miscela e la massa volumica apparente (MVA) degli aggregati costituenti il conglomerato bituminoso esaminato. Dopo aver eseguito la caratterizzazione volumetrica, è stata effettuata una prima caratterizzazione meccanica della miscela utilizzando la Prova Marshall. In questa fase sono stati compattati diversi campioni con metodologia Marshall, e successivamente sono stati testati per determinare i valori di stabilità e scorrimento e quindi la rigidezza della miscela.

La seconda parte di questo capitolo è invece relativa alla preparazione dei campioni e al loro test nelle prove di fatica; queste attività hanno costituito il cuore della sperimentazione. Per prima cosa è stata stabilita la temperatura di compattazione mediante l'analisi dei risultati ricavati da prove effettuate al viscosimetro. Successivamente è stato identificato il quantitativo di vuoti obiettivo da ottenere nei campioni destinati alle prove di fatica. Identificato il quantitativo di vuoti target si è passati alla compattazione e al taglio dei campioni. I campioni di conglomerato bituminoso per strato di base destinati alle prove di fatica sono stati di due tipi: campioni cilindrici e campioni prismatici. I primi sono stati compattati mediante pressa a taglio giratoria, mentre i secondi mediante un compattatore che applica l'azione compattante per mezzo di uno pneumatico collegato a un martinetto attraverso un verricello. Le operazioni di taglio dei suddetti campioni sono descritte nel dettaglio nei paragrafi 3.4.4 e 3.4.6. Infine, i campioni ottenuti dalle operazioni di compattazione e taglio, sono stati testati a fatica in due configurazioni di carico. I campioni cilindrici sono stati testati in modalità di direct tension mediante l'Asphalt Mixture Performance Tester (AMPT), mentre i travetti sono stati sottoposti alla prova di fatica in configurazione di flessione su quattro punti utilizzando il Nottingham Asphalt Tester (NAT).

I risultati ottenuti dalle prove di fatica verranno presentati nel quarto capitolo di analisi dati; si procede ora a descrivere le operazioni effettuate e i protocolli seguiti nello svolgimento delle operazioni e delle prove appena introdotte.

3.1 Composizione della miscela

Come già specificato nell'introduzione, il materiale oggetto della sperimentazione è un conglomerato bituminoso di base, fornito dalla Sitalfa SpA. Tale materiale sarà utilizzato per la realizzazione dello strato di base del pacchetto di pavimentazione che verrà steso nella nuova galleria del traforo del Frejus.

La miscela in esame è realizzata con un bitume non modificato, aggregati, filler e un polimero aggiunto in fase di miscelazione.

Il conglomerato bituminoso è stato direttamente prelevato dall'impianto di produzione e trasportato in laboratorio per la caratterizzazione.

Si specifica che, ai fini del prelievo, è stato prodotto *ad hoc* un ridotto quantitativo di materiale. Ciò ha comportato una bassa omogeneità del materiale prodotto soprattutto per quanto concerne il quantitativo di bitume. Infatti, come verrà specificato nel prossimo paragrafo, sono state effettuate diverse prove per determinare il quantitativo di bitume e i risultati ottenuti sono stati caratterizzati da una certa variabilità.

La variabilità del contenuto di bitume ha causato, nel prosieguo della sperimentazione, l'ottenimento di campioni di conglomerato caratterizzati da una percentuale di vuoti relativamente variabile.

Invece, la distribuzione granulometrica degli aggregati componenti la miscela si è rivelata essere pressoché costante tra le varie prove effettuate.

3.1.1 Contenuto di bitume

La prima prova effettuata nella campagna di sperimentazione è stata quella per determinare la percentuale di bitume nella miscela.

La norma di riferimento per le operazioni descritte di seguito è stata la UNI EN 12697-39 [10].

Per ricavare il contenuto di legante della miscela si è riscaldata a una temperatura di 540°C una porzione di conglomerato bituminoso di peso noto, fino al raggiungimento di massa costante. Dopodiché, gli aggregati della miscela ricavati per ignizione, sono stati estratti dal forno (Fig. 3.1), fatti raffreddare e successivamente pesati con una bilancia di precisione.

Il contenuto di bitume è stato quindi determinato in questo modo:

$$\%B_{conglomerato} = 100 \cdot \frac{W_{ante\ ignizione} - W_{post\ ignizione}}{W_{ante\ ignizione}} \tag{3.1}$$

Si specifica che in questo calcolo si tenuto in conto della percentuale di polimero presente nel conglomerato, percentuale che verrà specificata nel paragrafo 3.1.3. Ciò è stato necessario per la corretta determinazione del quantitativo di bitume. Infatti, assieme al bitume, la massa di

polimero viene persa durante la fase di riscaldamento, che brucia per superamento della temperatura di ignizione.



Figura 3.1 – Forno utilizzato per la determinazione del quantitativo di bitume

Questa si è trattata di una prova particolarmente importante, per cui sono state effettuate diverse ripetizioni e si è assunto come contenuto di bitume della miscela il valore medio.

Come già specificato in precedenza, la percentuale di bitume ottenuta dalle varie prove è stata caratterizzata da una certa variabilità (da 3.27% a 3.70%). Tuttavia, ai fini della sperimentazione è stato necessario assumere il valore medio come contenuto di legante della miscela.

Il risultato a cui si è giunti è il seguente:

%Bconglomerato,medio	%Baggregato,medio
[%]	[%]
3.47	3.60

Tabella 3.1 – Contenuto di bitume

La percentuale di bitume sulla miscela di 3.47% si è rivelata leggermente più bassa rispetto alle specifiche riportate dallo studio di miscela effettuato da un laboratorio certificato esterno, ma sono comunque in linea con le percentuali di bitume medie di conglomerati bituminosi per strati di base.

Il basso contenuto di bitume della miscela ha portato in seguito alla compattazione di campioni caratterizzati da un elevato tenore di vuoti.

Di seguito vengono riportate le caratteristiche del bitume:

- Penetrazione a 25°C: 62 dmm (UNI EN 1426 [11]);
- Punto di rammollimento: 52°C (UNI EN 1427[12]);
- Punto di rottura Fraass: -9°C (UNI EN 12593 [13]).

Si tratta quindi un bitume con classe di penetrazione 50/70 di tipo standard e non modificato. Come riportato in precedenza, infatti, il polimero viene aggiunto nella fase di miscelazione del conglomerato.

3.1.2 Distribuzione granulometrica

Gli aggregati utilizzati per la realizzazione delle miscele di conglomerato bituminoso da parte della Sitalfa S.p.A. provengono in larga parte dal sito estrattivo nell'alveo del torrente Dora Ripara. Le operazioni di estrazione sono eseguite dalla stessa Sitalfa S.p.A. nell'ambito dell'esecuzione di un contratto di appalto presso l'impianto idroelettrico di Pont Ventoux in località Oulx (TO). La natura del materiale proveniente dal suddetto alveo risulta caratterizzata da depositi alluvionali con tipica morfologia arrotondata.

Il materiale estratto viene quindi trasportato dal luogo di estrazione all'impianto di frantumazione di Salbertrand (TO) dove viene infine vagliato e frantumato nelle varie classi granulometriche prodotte.



Immagine 3.2 – Impianto di frantumazione

Le classi granulometriche, catalogate secondo nomi commerciali, prodotte dall'impianto di frantumazione sono le seguenti:

- Sabbia 0-4;
- Sabbione 0-8;
- Ghiaia 8-18;
- Ghiaia 18-30;
- Pietrisco 3-8;
- Pietrisco 8-18;
- Pietrisco 18-30.

Di tali classi è nota la distribuzione granulometrica grazie alle prove di QC effettuate dall'azienda. Inoltre, sono note anche le percentuali delle varie classi utilizzate nel

confezionamento del conglomerato bituminoso per lo strato di base esaminato e la curva di progetto.

Tuttavia, al fine di definire con precisione la distribuzione granulometrica della miscela, sono state effettuate diverse prove di setacciatura e si è mediato il risultato ottenendo così la distribuzione granulometrica di riferimento della miscela. Gli aggregati soggetti a setacciatura sono stati ricavati per ignizione della miscela di conglomerato bituminoso.

La curva granulometrica della miscela è presentata in figura 3.3.

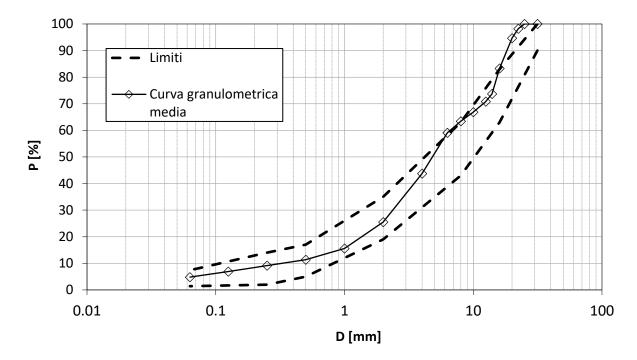


Figura 3.3 – Curva granulometrica della miscela

I limiti granulometrici presenti nell'immagine 3.3 fanno riferimento a quelli presenti nello studio di miscela. I dettagli relativi alla granulometria sono forniti in tabella 3.1.

Come è possibile notare la curva granulometrica della miscela presenta alcune discontinuità. Queste discontinuità della distribuzione granulometrica, unitamente al contributo del basso contenuto di legante e alla presenza di aggregati di dimensione grossolana (trattenuto al setaccio con apertura 22.4 mm), hanno portato alla compattazione di campioni caratterizzati da un alto contenuto di vuoti.

Tuttavia, va considerato che i sacchi di conglomerato prelevati dall'impianto derivano da una produzione realizzata *ad hoc.* Infatti, lo strado di conglomerato studiato, denominato "Base 4", è un conglomerato progettato per l'impiego in autostrada e non viene utilizzato per la realizzazione di pavimentazioni al di fuori di quest'ambito. Inoltre, i lavori di rifacimento del manto stradale dell'autostrada A32 Torino-Bardonecchia, la cui manutenzione è affidata alla Sitalfa S.p.A., difficilmente si spingono fino allo strato di base, rendendo ancora meno frequente l'utilizzo, e quindi la produzione, della miscela oggetto dello studio.

Dunque, è lecito immaginare che il conglomerato ottenuto da un ciclo di produzione con impianto a regime sia caratterizzato da una distribuzione granulometrica più uniforme. Si può quindi assumere di avere studiato il comportamento a fatica del materiale nelle condizioni più sfavorevoli, andando a favore di sicurezza.



Figura 3.4 – Impianto di produzione dei conglomerati bituminosi

STACCIO	Min	PASSANTE _{prog}	Max
[mm]	[%]	[%]	[%]
31.5	91	100.0	100
25	-	100.0	-
22.4	-	98.2	-
20	-	94.7	-
16	64	83.3	82
14	-	73.7	-
12.5	-	70.8	-
10	-	66.9	-
8	43	63.4	63
6.3	-	59.1	-
4	-	43.8	-
2	20	25.5	34
1	-	15.6	-
0.5	5	11.4	17
0.25	2	9.2	14
0.125	-	6.9	-
0.063	1.4	4.8	7.4

Tabella 3.2 – Distribuzione granulometrica miscela

3.1.3 Percentuale di Polimero

Il polimero additivato alla miscela è un polimero di natura plastomerica. La modifica del conglomerato bituminoso con il suddetto polimero comporta l'aumento della resistenza meccanica e la diminuzione dell'accumulo delle deformazioni alla ripetizione dei carichi determinando un miglioramento del comportamento a fatica.

Il suddetto polimero viene aggiunto direttamente nel mescolatore dell'impianto dopo lo scarico degli inerti e prima dell'aggiunta del bitume.

Come riportato nello studio di miscela, la percentuale di polimero aggiunta è pari allo 0,3% del peso del conglomerato. La presenza del polimero in questa percentuale è stata tenuta in conto nel calcolo della percentuale di bitume riportato nel paragrafo 3.1.1.

3.2 Caratterizzazione volumetrica della miscela

Definiti i materiali costituenti la miscela, si passa alla caratterizzazione volumetrica della miscela. Nel paragrafo 3.2.1 e 3.2.2 vengono descritte le procedure adottate per ricavare la massima massa volumica della miscela e la massa volumica apparente dei granuli.

La determinazione della percentuale dei vuoti, di VFA (*Voids Filled by Asphalt*) e VMA (*Voids in Mineral Aggregates*), verrà trattata nei paragrafi 3.4.7 e 3.4.8. Questo perché si tratta di grandezze strettamente legate alle peculiarità dei campioni prodotti nella sperimentazione, e dunque verranno introdotte soltanto dopo aver specificato la temperatura e le modalità di compattazione dei campioni stessi.

3.2.1 Massima massa volumica teorica

La massima massa volumica teorica, o *Theoretical Maximum Density* (TMD), rappresenta la massa volumica raggiunta dal conglomerato nella condizione di vuoti nulli.

Naturalmente si tratta di una condizione teorica alla quale è operativamente impossibile giungere, ma che ha fornito un'informazione indispensabile per la determinazione del contenuto di vuoti di un qualsiasi campione compattato in seguito durante la sperimentazione.

Le operazioni effettuate per la determinazione della massima massa volumica teorica, hanno seguito le indicazioni della norma ASTM D2041 [14].

Per l'esecuzione della prova sono stati utilizzati due picnometri di vetro della capacità di 1 litro, una bilancia con precisione 0.1 grammi, un termometro ad immersione con sensibilità di 0.1 °C e una pompa a vuoto con manometro di sensibilità 1 millibar (Fig. 3.5).



Figura 3.5 – Strumentazione di prova per la determinazione della TMD

Per prima cosa si è riscaldata una porzione di conglomerato bituminoso ad una temperatura sufficientemente alta da rendere il conglomerato lavorabile. Successivamente si è prelevata la porzione di conglomerato dal forno e si è stesa su di un piano di lavoro precedentemente pulito. Fatto ciò, si sono disgregati manualmente i granuli della miscela bituminosa fino all'ottenimento di granuli con dimensioni non superiori a 6 millimetri. I granuli di conglomerato così ottenuti sono stati poi fatti raffreddare sul piano di lavoro.

Trascorso il tempo necessario al raffreddamento, i granuli sono stati divisi per quartatura. La quartatura è stata necessaria poiché qualsiasi risultato relativo alla determinazione della massima massa volumica teorica della miscela è riferita alla media tra due ripetizioni.

Le operazioni descritte nel seguito sono estendibili ad entrambe le ripetizioni effettuate per ogni prova.

Il materiale disgregato è stato inserito nel picnometro a temperatura ambiente. A questo punto è stata effettuata la prima pesata del picnometro riempito con il materiale sgranato e con il tappo. Dopodiché è stata aggiunta dell'acqua distillata in quantità tale da ricoprire interamente il campione e arrivare a circa due terzi dell'altezza del picnometro senza il tappo.

Il picnometro è stato quindi collegato alla pompa a vuoto per un tempo indicativo di 30 minuti. La pompa a vuoto, creando un vuoto parziale alla pressione assoluta di 40 mbar, evacua l'aria imprigionata nel campione e nell'acqua. Per facilitare l'espulsione dell'aria, durante il tempo di attesa, si è vibrato manualmente il picnometro ogni 5 minuti.

Trascorsi i 30 minuti si è scollegata la pompa a vuoto dal picnometro, e si è aggiunta dell'acqua precedentemente disareata nel picnometro fino al raggiungimento della linea di fede in corrispondenza del tappo. Durante il versamento dell'acqua disareata all'interno del picnometro si è posta particolare attenzione a non introdurre delle bolle d'aria.

Dopo aver asciugato con cura la superficie esterna si è infine pesato il picnometro.

Lo schema in figura 3.6 schematizza le pesate necessarie per la determinazione della massima massa volumica teorica (TMD).

Si specifica che la pesata relativa alla massa del picnometro riempita di acqua disareata è stata effettuata prima delle operazioni descritte in questo paragrafo.

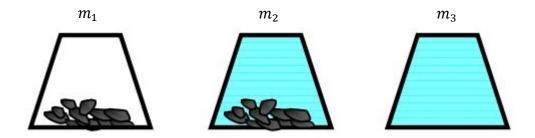


Figura 3.6 – Pesate effettuate per la determinazione della TMD della miscela

La *Theoretical Maximum Density* (TMD) è stata infine calcolata con la seguente formula:

$$TMD = \frac{m_2 - m_1}{1000 \cdot V_p - (m_3 - m_2)/\rho_W}$$
(3.2)

Dove V_p è il volume del picnometro e ρ_W è la densità dell'acqua.

Per una corretta determinazione della densità dell'acqua, subito dopo l'ultima pesata si è misurata la temperatura dell'acqua con un termometro ad immersione e si è calcolata la sua densità alla temperatura misurata.

Infine, il valore di TMD della miscela è stato ricavato dalla media di tre prove (e quindi 6 ripetizioni), ed è risultato pari a 2597 kg/m³.

3.2.2 Determinazione di MVA

La procedura per la determinazione della massa volumica apparente degli aggregati della miscela è stata simile a quella già descritta nel paragrafo precedente.

In questo caso, invece dei granuli di conglomerato bituminoso, si è andati ad inserire nei picnometri il materiale lapideo ricavato per ignizione della miscela, ovvero gli aggregati costituenti il conglomerato bituminoso.

Durante questa fase è stata posta particolare attenzione a non perdere la componente fine costituita dal filler della miscela. Inoltre, proprio a causa della presenza del filler, dopo il riempimento dei picnometri si è aspettato un adeguato tempo per permettere la decantazione delle particelle fini.

Nei rimanenti passaggi la procedura seguita è stata del tutto simile a quella descritta per la determinazione della massima massa volumica teorica.

Il risultato a cui si è pervenuti è un valore di MVA medio pari a 2769 kg/m³.

Questo valore si è rivelato utile per calcolare la percentuale di bitume presente nella miscela e confrontarlo con il valore determinato con la metodologia descritta nel paragrafo 3.1.1. L'equazione che è stata utilizzata è la seguente:

$$\%B_{conglomerato,calcolata} = \rho_{bitume} \left(\frac{100}{MMVT} - \frac{\%aggregati}{MVA} - \frac{\%polimero}{\rho_{polimero}} \right) \quad (3.3)$$

Dove le percentuali di aggregato e di polimero sono riferite alla miscela, e ρ_{bitume} e $\rho_{polimero}$ sono rispettivamente la densità del bitume e la densità del polimero ad una temperatura di 25°C. La densità del polimero è stata dedotta dalla sua scheda tecnica assumendo il valor medio del range indicato, e cioè 0.50 g/cm³. Invece, come densità del bitume si è adottato 1.02 g/cm³, valore correntemente utilizzato nelle attività di ricerca del Laboratorio di Materiali Stradali del Politecnico di Torino.

La percentuale media di bitume sulla miscela così ottenuta si è rivelata molto simile a quella ricavata con le operazioni descritte nel paragrafo 3.1.1, avvalorando così la bontà delle prove eseguite.

3.3 Caratterizzazione meccanica: La prova Marshall

La compattazione di provini mediante la tecnica di costipamento Marshall e la loro successiva prova per la valutazione degli indici di stabilità e scorrimento, hanno costituito il primo passo nella caratterizzazione del conglomerato bituminoso da un punto di vista delle proprietà meccaniche e volumetriche dei campioni prodotti.

I risultati di tali operazioni sono presentati in questo paragrafo, e non nel quarto capitolo relativo all'analisi dati, poiché sono parte della fase preliminare della sperimentazione utile a maturare le prime considerazioni riguardo le proprietà della miscela.

Infatti, la rigidezza definita come rapporto dalle due grandezze ricavate dalla prova Marshall (stabilità e scorrimento), ha costituito una prima indicazione generale sulla quale immaginare il possibile comportamento del materiale sottoposto a prove di fatica.

Inoltre, i vuoti residui presenti nei campioni compattati con la metodologia Marshall, hanno costituito un importante confronto con la percentuale di vuoti ottenuta nei campioni compattati mediante la pressa a taglio giratoria. Questo perché le prove di fatica, come verrà specificato nel paragrafo 3.4.2, sono state eseguite su campioni con una percentuale di vuoti residua pari al 98% della densità Marshall.

Nel capitolato speciale d'appalto "CIRS" [15], la densità Marshall viene assunta pari all'addensamento raggiunto dalla miscela dopo 100 giri di compattazione nella pressa a taglio giratoria.

Il fine è stato quindi quello di verificare questa corrispondenza, in modo da fare riferimento alla tecnica di compattazione in pressa a taglio giratoria. Quest'ultima tecnica di compattazione

infatti è simulativa dell'azione dei rulli compattatori in sito e consente un controllo dell'evoluzione del processo di addensamento.

Si procede ora alla descrizione delle operazioni svolte nella preparazione e nella prova dei campioni compattati con metodologia Marshall.

Innanzitutto, si è prelevata da sacco una porzione di conglomerato bituminoso. Questa porzione è stata quindi riscaldata in forno fino ad ottenere una buona lavorabilità della miscela. Successivamente, la porzione di miscela riscaldata è stata mescolata manualmente al fine di garantirne l'omogeneità e suddivisa in porzioni di circa 1.2 kg ciascuna.

Le porzioni ottenute sono state quindi riscaldate fino al raggiungimento della temperatura di compattazione prescelta, pari a 150°C (par. 3.4.1). In questa fase la temperatura è stata monitorata per mezzo di un termometro a sonda. Inoltre, insieme alle porzioni di miscela, è stata riscaldata alla temperatura di 150°C anche la fustella utilizzata nella compattazione Marshall. Il diametro della fustella utilizzata nella compattazione Marshall è pari a 101,7 mm.

Raggiunta la temperatura di compattazione, la porzione di conglomerato è stata prelevata dal forno e inserita all'interno della fustella preventivamente riscaldata. Inoltre, è stata posizionata una carta da filtro in corrispondenza del fondo della fustella e della testa del campione.

La fustella è stata quindi posizionata al di sotto di un maglio battente. La tecnica di costipamento Marshall infatti prevede la compattazione entro uno stampo cilindrico (la fustella) per mezzo di un maglio battente lasciato cadere da un'altezza predefinita sulla faccia del campione.

Dopo l'applicazione di 75 colpi sulla faccia superiore, il campione è stato girato (il fondo della fustella non è solidale al corpo cilindrico) e posizionato nuovamente al di sotto del maglio battente. Sono stati quindi applicati 75 colpi alla seconda faccia del provino.

Il campione è stato quindi posizionato su di una superficie piana e lasciato raffreddare.

Infine, raggiunta la temperatura ambiente il campione è stato estruso dalla fustella cilindrica, ed è stato misurato con un calibro. L'altezza desiderata del campione Marshall è pari a 63.5 mm, con un intervallo di accettabilità compreso tra 60.5 e 66.5 mm. Nel caso di non conformità a questi limiti i campioni successivi verranno compattati utilizzando un quantitativo superiore o inferiore di conglomerato, rispettivamente nel caso di campioni caratterizzati da altezze minori o maggiori rispetto a quella desiderata.

Per la determinazione della percentuale di vuoti dei campioni compattati è seguita la procedura presentata nel paragrafo 3.4.7.

In tabella 3.3 si riportano le percentuali di vuoti ricavate:

ID	V	
[-]	[%]	
0M_1	9.5	
0M_2	9.5	
0M_3	9.4	
2M_2	8.7	
2M_3	7.9	
2M_4	9.8	

Tabella 3.3 – Percentuale di vuoti dei campioni Marshall

Il valore medio dei vuoti ottenuti con la compattazione Marshall risulta coerente con i vuoti ricavati a 100 giri mediante compattazione con la pressa a taglio giratoria.

Dall'osservazione dei risultati è possibile constatare un alto contenuto di vuoti. Le discontinuità nella distribuzione granulometrica e il basso contenuto di legante sono le principali cause di questo alto tenore di vuoti residui.

Constatate le caratteristiche volumetriche dei campioni si è passati a testarli con la prova Marshall.

Prima dell'esecuzione della prova il campione è stato condizionato alla temperatura di 60°C in un bagno termostatico, per un tempo compreso tra 30 e 40 minuti.

Il campione è stato quindi posizionato tra due ganasce, anch'esse condizionate a 60°C (figura 3.7).



Figura 3.7 – Prova Marshall

Il tutto è posizionato in una pressa che impone una prefissata velocità di avvicinamento alle ganasce, pari a 0.85 mm/s.

Durante la prova viene misurato lo spostamento relativo imposto e il carico applicato.

Il valore registrato di carico applicato è stato infine corretto per tenere in conto di campioni con altezze diverse da 63.5 mm, e diagrammato in funzione dello spostamento relativo imposto. Si riporta in figura 3.8 il suddetto grafico ottenuto per il campione 2M 2.

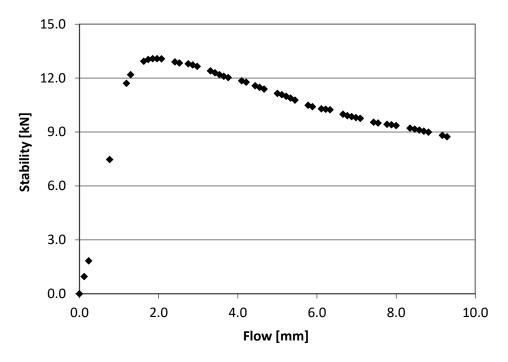


Figura 3.8 – Grafico Scorrimento-Stabilità

Il valore di Stabilità S viene assunto pari al massimo carico a rottura, mentre quello di scorrimento F pari alla deformazione verticale a rottura.

Infine, la rigidezza R viene definita come rapporto tra le due grandezze:

$$R = \frac{S}{F} \tag{3.4}$$

In tabella 3.4 viene riportato il quadro riassuntivo dei valori ottenuti per i vari campioni.

ID	S	F	R
[-]	[kN]	[mm]	[kN/mm]
0M1	15.8	2.0	7.8
0M2	12.1	2.1	5.7
0M3	13.9	2.1	6.5
2M2	13.1	1.8	7.5
2M3	14.9	1.6	9.2
2M4	12.0	1.5	7.9

Tabella 3.4 – Valori di Stabilità, scorrimento e rigidezza ricavati per i vari campioni

Gli elevati valori di rigidezza trovati, i bassi valori di scorrimento e l'elevato tenore di vuoti dei campioni compattati, hanno portato ad ipotizzare un comportamento a fatica non ottimale.

3.4 Preparazione dei campioni per le prove di fatica

Conclusa la parte relativa alla caratterizzazione preliminare del conglomerato bituminoso per strati di base denominato "Base 4", si è passati alla compattazione e al successivo taglio dei campioni destinati alle prove di fatica.

Nei paragrafi 3.4.1 e 3.4.2 vengono per prima cosa definite la temperatura di compattazione adottata per la miscela e il contenuto di vuoti target a cui si è fatto riferimento nelle procedure di compattazione.

Dopodiché, nei paragrafi 3.4.3-4-5-6, viene data una descrizione delle operazioni manuali effettuate durante la compattazione e il taglio dei campioni.

Infine, nei paragrafi 3.4.7 e 3.4.8 si definiscono le caratteristiche volumetriche dei campioni ottenuti.

3.4.1 Temperatura di compattazione

La temperatura di compattazione è stata determinata valutando la viscosità del bitume presente nel conglomerato bituminoso.

A tal fine, durante il prelievo dei sacchi di conglomerato bituminoso effettuato presso l'impianto di produzione, si sono prelevate anche delle latte contenente il bitume utilizzato nel confezionamento del conglomerato bituminoso.

La viscosità del bitume, e quindi la temperatura di compattazione ottimale della miscela, si è valutata utilizzando un viscosimetro rotazionale *Brookfield* a cilindri coassiali.

Come operazione preliminare si è riscaldato un piccolo quantitativo di bitume. Una volta raggiunta una sufficiente fluidità sono stati versati 8 grammi di bitume all'interno di un contenitore cilindrico di raggio noto.

Successivamente il cilindro, con al suo interno gli 8 grammi di bitume, è stato posizionato all'interno dell'apposito alloggiamento all'interno del viscosimetro *Brookfield*. L'alloggiamento in cui è stato posizionato il cilindro è stato preventivamente riscaldato impostando la temperatura di inizio prova mediante l'interfaccia software collegata al viscosimetro.

Una volta eseguite queste operazioni, si è annegata una girante (SC4-21) di raggio e lunghezza noti, collegata ad un albero motore in grado di applicare momento torcente.

Infine, si sono programmate le prove variando la temperatura da 125°C a 190°C. La prova valuta il momento torcente necessario a mantenere una velocità angolare di 50 rpm.

Il valore della viscosità del bitume, a una data temperatura e per una data velocità angolare, viene calcolata in modo automatico dal software con la seguente relazione:

$$\eta = \frac{\left(\frac{1}{R_G^2} - \frac{1}{R_I^2}\right) \cdot T}{4\pi\omega L} \tag{3.5}$$

Dove R_G ed R_I rappresentano il raggio della girante e il raggio del cilindro, L è la lunghezza dell'albero motore e ω è la velocità angolare imposta.

In figura 3.9 vengono rappresentati i risultati ottenuti dalla prova.

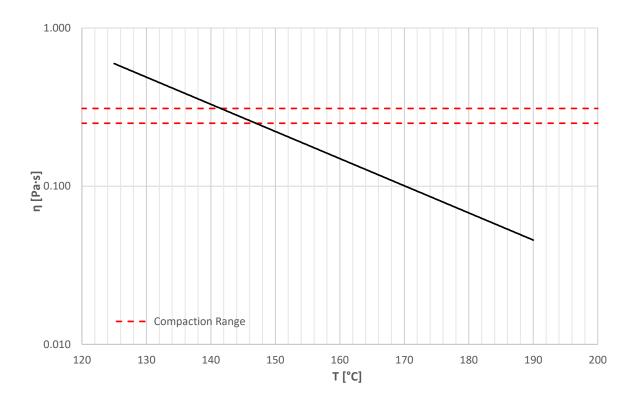


Figura 3.9 – Range di compattazione ottimale

I limiti riportati in figura 3.9 con la linea tratteggiata rossa, rappresentano il range di viscosità ottimale del bitume per la compattazione della miscela. Tale range è definito dalla norma ASTM D 2493 [16] come $0.280\pm0.030~Pa\cdot s$. [17]

La temperatura corrispondente a una viscosità ottimale del bitume per le operazioni di compattazione risulta quindi essere compresa in un range tra 142 e 148°C.

Infine, si è scelta come temperatura di compattazione 150°C. Questo per tenere conto della presenza del polimero nella miscela, il quale comporta un innalzamento delle temperature di miscelazione e stesa. Temperature superiori ai 150°C non sarebbero state simulative della compattazione in sito.

3.4.2 Identificazione dei vuoti target

Definita la temperatura di compattazione della miscela, si passa ora alla descrizione delle operazioni effettuate nell'identificazione dei vuoti target. Questi hanno rappresentato la percentuale dei vuoti obiettivo da ottenere nei campioni sottoposti alle prove di fatica.

Per la loro identificazione si è fatto riferimento al Capitolato Speciale di Appalto "CIRS" [15], il quale definisce come addensamento richiesto in sito, il 98% dell'addensamento Marshall ovvero quello ottenuto a 100 giri mediante pressa a taglio giratoria.

Dunque, per la determinazione dei vuoti target si è fatto riferimento al 98% dell'addensamento ottenuto a 100 giri nella compattazione con la pressa a taglio giratoria. Questo perché, a differenza della compattazione Marshall, la compattazione in pressa a taglio giratoria permette di valutare l'evoluzione del grado di addensamento durante la prova. Inoltre, questa metodologia di compattazione consente di simulare l'azione dei rulli compattatori.

Comunque, come specificato nel paragrafo 3.3, è stata verificata la coerenza della percentuale di vuoti ottenuti con la compattazione Marshall e di quelli ottenuti a 100 giri.

Una volta noto il criterio per la definizione dei vuoti target si è proceduto con la compattazione in pressa a taglio giratorio di tre campioni di diametro 150 mm; i primi due campioni sono stati compattati a 180 giri mentre il terzo a 100 giri (per la procedura di compattazione vedere paragrafo 3.4.3). Il quantitativo di materiale messo in fustella è stato calibrato in modo da ottenere una altezza approssimativa dei campioni di 120 mm.

Dopodiché sono stati determinati i vuoti dei tre campioni (par 3.4.7). La percentuale di vuoti a 100 giri dei due campioni compattati a 180 giri è stata ricavata dalla curva di compattazione degli stessi.

In figura 3.10 viene riportata la curva di compattazione del campione del campione 0_180_1 compattato a 180 giri; per snellezza di trattazione si omettono le restati.

Comunque, le curve di compattazione relative a tutti i campioni prodotti nel corso della sperimentazione sono presentate nell'Allegato A.

Una volta ricavati i vuoti a 100 giri per i tre campioni compattati, si sono mediati i valori ottenendo così la percentuale di vuoti media a 100 giri. Tale valore è risultato pari a 8.8%.

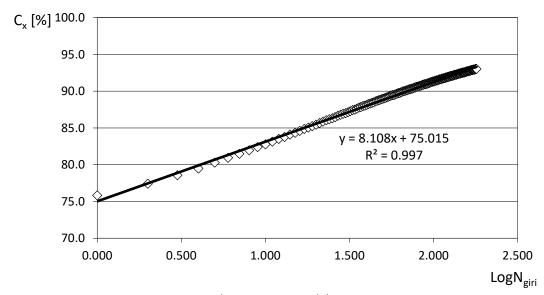


Figura 3.10 – Curva di compattazione del campione 0_180_1

Noto il valore medio dei vuoti a 100 giri, e noto il valore della massima massa volumica teorica MMVT (par. 3.2.1), applicando l'equazione 3.6 si è ricavata la densità target pari al 98% della densità ottenuta a 100 giri.

$$\rho_{target} = \left[\rho_{mw} \cdot \left(1 - \frac{v_{100,medi}}{100}\right)\right] \cdot 0.98 \tag{3.6}$$

Ricavata la densità corrispondente al 98% dell'addensamento a 100 giri, si è infine calcolata la percentuale di vuoti target risultata pari a 10.6%, considerando come intervallo di accettabilità $\pm 1\%$ da questo valore (Eq. 3.7). Tutti i campioni compattati nel seguito hanno fatto riferimento a questa percentuale obiettivo.

$$v_{target} = \left(1 - \frac{\rho_{target}}{\rho_{mw}}\right) \cdot 100 \tag{3.7}$$

3.4.3 Compattazione con pressa a taglio giratoria

Nel presente lavoro di tesi, la pressa a taglio giratoria è stata utilizzata per confezionare campioni da 150 mm di diametro e 180 mm di altezza. Tali dimensioni sono quelle indicate dalla norma di riferimento per le prove a fatica, AAHSTO TP 107-14 [3].

La compattazione con pressa a taglio giratoria è una tecnica che consente di ottenere dei campioni cilindrici di conglomerato bituminoso simulando l'azione dei rulli compattatori.

Inoltre, questa modalità di compattazione permette di valutare l'evoluzione del grado di addensamento durante la prova, superando così i limiti della tecnica di compattazione Marshall.



Figura 3.11 – Pressa a taglio giratoria e camera di compattazione

Per simulare l'azione dei rulli compattatori la fustella contenente il materiale viene inserita nella camera di compattazione, la quale impone alla fustella metallica un angolo di deviazione di 1.25 gradi. La compattazione avviene sotto l'azione di una pressione costante di 600 kPa e alla velocità di rotazione di 30 giri al minuto.

L'azione combinata della pressione verticale e della forza di taglio (che si genera per effetto della rotazione e dell'inclinazione della fustella) simula ciò che avviene in sito ad opera dei rulli.

I campioni destinati alle prove di fatica in *direct tension* eseguite con *l'Asphalt Mixture Performance Tester* (AMPT), sono stati compattati inserendo in fustella un quantitativo di materiale adeguato a raggiungere la percentuale di vuoti target determinata nel precedente paragrafo.

Tuttavia, i campioni destinati alle prove di fatica sono stati ricavati per carotaggio e taglio (par. 3.4.4) dei campioni compattati mediante pressa a taglio giratoria. Dunque, la percentuale dei vuoti obiettivo è riferita al campione ottenuto mediante carotaggio e taglio del campione compattato in pressa a taglio giratoria.

Per questo motivo, considerando il contributo dell'effetto parete, la compattazione dei campioni ha avuto come obiettivo il raggiungimento di una percentuale di vuoti più alta.

Ipotizzando una variazione del 3% tra i vuoti del campione non carotato e i vuoti del *cuore* del campione, in fase di compattazione si è assunto come obiettivo l'ottenimento di campioni con il 13,6% di vuoti.

I campioni ottenuti dalla compattazione sono stati poi carotati e tagliati per la riduzione alle dimensioni desiderate per le prove di fatica. La percentuale di vuoti target dei campioni finali, ottenuti dopo le suddette operazioni, è stata assunta pari a 10,6% come definito nel precedente paragrafo.

Una volta nota la percentuale dei vuoti obiettivo del campione compattato (13.6%), e noto il suo volume (fustella con diametro interno di 150 mm, e altezza di compattazione impostata a 180 mm), è stato possibile ricavare il quantitativo di materiale da inserire in fustella.

Naturalmente si è trattato di un processo iterativo in cui il quantitativo di materiale inserito in fustella è stato determinato nel modo appena descritto soltanto per il primo campione.

Infatti, si ricorda nuovamente che il vero obiettivo è il raggiungimento di una percentuale di vuoti pari al 10,6% nel cuore del campione (le cui dimensioni verranno specificate nel successivo paragrafo).

Dunque, la compattazione dei campioni successivi al primo è stata effettuata inserendo in fustella un quantitativo di materiale calibrato rispetto ai vuoti ottenuti nel cuore dei campioni compattati in precedenza.

L'assunzione di una variazione del 3% tra i vuoti del campione compattato e quelli del suo cuore, si è rivelata in generale corretta.

In tabella 3.5 si riportano i vuoti ottenuti nei campioni compattati. Da questo punto in avanti, se non diversamente specificato, tutte le percentuali di vuoti riportate sono percentuali geometriche di vuoti. I motivi di questa scelta sono riportati nel paragrafo 3.4.5.

ID	V _{geom} .
[-]	[%]
C1c	13.1
C2c	13.1
C3c	13.8
C4c	13.7
C5c	13.7
C6c	13.7
C7c	13.7
C8c	13.6

Tabella 3.5 – Percentuale di vuoti nei campioni compattati

Vengono ora specificate le operazioni effettuate nel processo di compattazione mediante pressa a taglio giratoria. Tutte le operazioni che verranno descritte hanno seguito la procedura di compattazione riportata nella norma UNI EN 12697-31. [18]

Come prima operazione si è riscaldata una porzione di conglomerato bituminoso fino al raggiungimento della temperatura di compattazione di 150°C.

Successivamente il materiale è stato travasato all'interno di una fustella metallica preventivamente riscaldata a 150°C, avendo cura di collocare sul piatto inferiore della fustella un filtro di carta utile ad agevolare le operazioni di estrusione del campione.



Figura 3.12 – Fustella metallica, piatto superiore, inferiore e filtri

Terminato il riempimento della fustella si è posizionato un secondo filtro sulla faccia superiore del materiale, e al di sopra di esso è stato posto il piatto metallico superiore.

La fustella è stata quindi riposizionata in forno a condizionare per circa un'ora alla temperatura di compattazione. Trascorsa un'ora la fustella è stata rimossa dal forno e posizionata all'interno della camera di compattazione della pressa a taglio giratoria.



Figura 3.13 – Fase di compattazione

A questo punto si è andati ad impostare sulla macchina il tipo di compattazione desiderato, selezionando la modalità di compattazione ad altezza. Con questa modalità il processo di compattazione si interrompe quando il campione raggiunge l'altezza impostata mediante l'interfaccia della macchina (Fig. 3.13). Nello specifico l'altezza di compattazione è stata impostata al valore di 180 mm.

Completata la compattazione, la fustella è stata prelevata dalla camera di compattazione e fissata a tre ganasce presenti sul piano di lavoro della macchina. Il campione è stato quindi estruso dalla fustella per mezzo di un pistone idraulico e lasciato raffreddare per un tempo sufficiente a consentirne lo spostamento.

Acquisiti i dati registrati dalla macchina durante la compattazione, relativi all'altezza del campione ad ogni giro, si è passati alla costruzione della retta di lavorabilità.

I dati vengono riportati su di un grafico che ha sull'asse delle ordinate il grado di compattazione \mathcal{C} [%], e sull'asse delle ascisse il logaritmo del numero di giri.

La retta viene ricavata per regressione lineare dei dati registrati e presenta la seguente forma:

$$C(\%) = C_1(\%) + k \cdot \log(N_{airi}) \tag{3.8}$$

Dove C_1 è il parametro di auto-addensamento della miscela (cioè il grado di compattazione a 1 gir) mentre k rappresenta la lavorabilità della miscela.

Come specificato in precedenza, le curve di compattazione di tutti i campioni prodotti vengono riportati nell'Allegato A.

3.4.4 Carotaggio e taglio dei campioni cilindrici

Le operazioni successive alla compattazione dei campioni in pressa a taglio giratoria, sono state quelle di carotaggio e taglio dei campioni compattati al fine di raggiungere le dimensioni prescritte dalla norma di riferimento per le prove di fatica.

La dimensioni prescritte dalla norma AASHTO TP 107-14 [3] sono:

- Diametro del campione compreso tra 100 e 104 mm;
- Altezza del campione compresa tra 127.5 e 132.5 mm.

Le operazioni di carotaggio e taglio dei campioni sono state quindi eseguite per ottenere campioni caratterizzati da diametro di 100 mm e altezza 130mm.

La prima operazione effettuata è stata quella di carotaggio. Il carotaggio dei campioni è stato effettuato almeno un giorno dopo l'operazione di compattazione. Questo per consentire ai campioni un adeguato tempo di raffreddamento.

Ogni campione è stato preventivamente fissato al di sotto della tazza diamantata del carotiere. Dopo aver verificato la centratura del campione stesso si è messo in moto il carotiere e si è progressivamente abbassata la tazza diamantata mediante un meccanismo manuale.

Il carotaggio è terminato al raggiungimento del supporto in legno posizionato al di sotto del campione.



Figura 3.14 – Operazione di carotaggio

La fase di carotaggio è stata seguita dalle operazioni di taglio necessarie al raggiungimento dell'altezza prefissata di 130 mm.

Il taglio è stato eseguito mediante un apposito macchinario provvisto di lama circolare. Il campione è stato posizionato al suo interno e bloccato attraverso una morsa. Verificata la stabilità del campione, si è azionata la lama e si sono tagliate le due estremità del campione.

Terminate le operazioni di carotaggio e taglio dei campioni, si è verificato mediante calibro che le misure ottenute fossero congruenti con quelle imposte dalla norma. Inoltre, si è verificato il parallelismo delle due basi mediante uno squadro.

3.4.5 Compattazione delle lastre di conglomerato

Dopo aver ottenuto i campioni cilindrici attraverso le operazioni descritte nei precedenti paragrafi, si è passati alla compattazione delle lastre di conglomerato. Tali lastre verranno in seguito tagliate e ridotte in travetti di dimensione standardizzata per le prove di fatica (par. 3.4.6).

Preliminarmente a questa fase, considerata la natura grossolana del conglomerato esaminato, si è deciso di produrre delle lastre di conglomerato di spessore di 10 cm. I travetti saranno quindi ricavati dal *cuore* della lastra di conglomerato.

Come per la compattazione in pressa a taglio giratoria, anche in questo caso il primo passo per la produzione delle lastre di conglomerato ha consistito nella determinazione del quantitativo di materiale da utilizzare per la compattazione.

Il materiale è stato determinato con la medesima procedura presentata nel paragrafo 3.4.3. Le dimensioni del cassero infatti sono note e sono pari a: 500 mm di lunghezza, 180 mm di larghezza, 100 mm di spessore.

Note le dimensioni del cassero e nota la percentuale dei vuoti obiettivo (10.6%), è stato quindi calcolato il quantitativo di materiale necessario da inserire nel cassero.

Il materiale così determinato è stato riscaldato in forno insieme al cassero metallico. Al raggiungimento della temperatura di compattazione si è prelevato il cassero dal forno, posizionato sulla macchina compattatrice, e lo si è bloccato ad essa mediante l'inserimento di due barre metalliche.



Figura 3.15 – Macchina compattatrice per le lastre di conglomerato

Immediatamente dopo queste operazioni si è versato il materiale all'interno del cassero.

La base della macchina compattatrice, ora delimitata dai bordi interni del cassero, era stata preventivamente abbassata per permettere l'inserimento del materiale nel cassero.

La macchina compattatrice per le lastre di conglomerato (Fig. 3.15) applica l'azione compattante attraverso uno pneumatico collegato a un martinetto pneumatico attraverso un verricello.

Quindi, prima di avviare la procedura di compattazione si sono verificate la pressione di gonfiaggio dello pneumatico e la forza trasferita dal martinetto. Entrambe le operazioni sono state effettuate mediante la console di comando della macchina compattatrice.

Sempre attraverso la console di comando si è infine avviata la procedura di compattazione. La procedura seguita ha consistito in un certo numero di cicli in cui lo pneumatico è stato fatto passare in sequenza sulle parti laterali della lastra e sulla parte centrale.

Al termine della compattazione la lastra è stata fatta raffreddare per un giorno. La lastra è stata infine rimossa dal cassero metallico e posizionata su una superficie piana.



Figura 3.16 – Lastre di conglomerato bituminoso

Si specifica che in questo caso la percentuale di vuoti target per l'esecuzione delle prove di fatica (10.6%) è stata riferita alla lastra di conglomerato e non ai travetti ricavati da essa. Questo perché l'elevata influenza dell'effetto parete in questa modalità di compattazione avrebbe portato all'ottenimento di lastre con un'altissima percentuale di vuoti. Il successivo taglio della lastra quindi avrebbe quindi causato un forte distacco di aggregati riducendo la sezione del travetto. Tale problematica si è comunque riscontrata, se pur a un livello minore, anche ai livelli di compattazione adottati.

Il contenuto di vuoti che è stato determinato per le lastre di conglomerato prodotte, è un contenuto di vuoti geometrico. Questa scelta è stata effettuata in base alla impossibilità pratica di eseguire pesate in acqua della lastra, a causa delle sue dimensioni e del peso (circa 20 kg).

Dunque, per coerenza di trattazione, anche le percentuali di vuoti riportate per i campioni cilindrici sono percentuali di vuoti geometrici.

3.4.6 Taglio delle lastre di conglomerato

La fase di taglio delle lastre ha avuto come obiettivo l'ottenimento di travetti di conglomerato con sezione quadrata di lato 50 mm. Tali dimensioni sono state scelte per consentire il successivo inserimento del travetto nell'apparato di prova.

Il macchinario utilizzato in questa fase è stato il medesimo di quello utilizzato per il taglio dei campioni cilindrici. Tale macchinario è costituito da una lama circolare con raffreddamento ad acqua.



Figura 3.17 – Taglio delle lastre di conglomerato

Come prima operazione la lastra di conglomerato è stata posizionata all'interno del macchinario, avendo cura di sollevare la lama durante l'inserimento della lastra.

Una volta all'interno della macchina, la lastra è stata sistemata nella posizione di taglio prendendo come riferimento per le misure un punto fisso all'interno della macchina stessa.

Questa operazione si è rivelata particolarmente laboriosa poiché è stato necessario garantire la perpendicolarità della lama alla lastra di conglomerato. Infatti, un errore in questa fase avrebbe portato alla realizzazione di travetti di larghezza e/o spessore non costanti.

Posizionata la lastra nella posizione corretta è stata quindi messa in moto la lama. Il taglio è avvenuto per progressivo avanzamento del carrello.

Per ogni lastra di conglomerato sono stati effettuati 10 tagli al termine dei quali si sono ottenuti tre travetti di conglomerato bituminoso.

Infine, i travetti sono stati rifiniti in lunghezza andando ad eliminare la testa e la coda del travetto in modo da raggiungere una lunghezza di circa 400 mm.

I travetti sono stati infine misurati nelle due direzioni corte (larghezza e spessore) mediante un calibro, e nella direzione lunga (lunghezza del travetto) mediante un metro millimetrato. La larghezza e lo spessore del travetto sono stati misurati nelle estremità e in corrispondenza dei terzi medi.

Le misure così ricavate sono state confrontate con i criteri di accettazione dettati dalla norma di riferimento.

La norma UNI EN 12697-24 [2] fornisce le seguenti prescrizioni dimensionali per i travetti destinati alla prova di flessione su quattro punti:

- La lunghezza totale del campione non deve eccedere il 10% della lunghezza effettiva. La lunghezza effettiva è definita come la distanza tra i due morsetti esterni che bloccano il travetto durante la prova di fatica;
- La differenza tra spessore massimo e minimo misurati su un travetto non deve eccedere 1.0 mm;
- La differenza tra larghezza massima e minima misurati su un travetto non deve eccedere 2.0 mm;
- L'angolo formato tra due superfici adiacenti non deve discostarsi dall'angolo retto di oltre 1°.

In figura 3.18 vengono mostrati i travetti di conglomerato bituminoso che hanno soddisfatto i criteri sopracitati.



Figura 3.18 – Travetti ottenuti dal taglio delle lastre

Come è possibile notare, il distacco degli aggregati durante la fase di taglio delle lastre ha costituito un importante problematica, a cui si è parzialmente posto rimedio riducendo al minimo la velocità di avanzamento del carrello.

3.4.7 Determinazione del contenuto dei vuoti

Viene di seguito riportato il contenuto di vuoti ricavato per i campioni cilindrici (destinati alle prove di fatica) dopo le operazioni di taglio e carotaggio:

ID	V
[-]	[%]
C1	9.7
C2	9.8
C3	10.7
C4	10.3
C5	10.1
C6	10.6
C7	10.1
C8	10.5

Tabella 3.6 – Contenuto di vuoti dei campioni carotati e tagliati

Come è possibile notare tutti i campioni rientrano nell'intervallo di accettabilità $10.6\% \pm 1\%$.

In tabella 3.7 vengono invece riportate le percentuali di vuoti ottenute per le lastre di conglomerato.

ID	V
[-]	[%]
L1	15.7
L2	14.2
L3	12.8

Tabella 3.7 – Contenuto di vuoti delle lastre di conglomerato

In questo caso il contenuto di vuoti è molto elevato ed eccedente l'intervallo di accettabilità prefissato. Tuttavia, considerando che gli elevati tenori di vuoti registrati sono in buona parte causati dall'elevata influenza dell'effetto parete oltre che dal distacco di aggregati nelle fasi di movimentazione delle lastre, sono stati considerati nello studio a fatica i travetti ricavati dalle lastre L2 e L3. I travetti ricavati dalla lastra L1 sono stati invece scartati a causa della percentuale di vuoti troppo elevata.

3.4.8 Determinazione di VMA e VFA

La determinazione di VMA (*Voids in Mineral Aggregates*) e VFA (*Voids Filled with Asphalt*) è stata necessaria, poiché (come visto nel paragrafo 2.2.2) essi rientrano direttamente nell'analisi con il modello S-VECD.

In tabella 3.8 vengono mostrate le percentuali di VMA e VFA ricavate per i campioni cilindrici destinati alle prove di fatica in *direct tension*.

ID	VMA	VFA
[-]	[%]	[%]
C1	16.7	48.2
C2	16.7	48.3
C3	17.2	46.7
C4	16.8	48.2
C5	16.8	48.0
C6	17.4	46.1
C7	16.9	47.6
C8	16.9	47.8

Tabella 3.8 – VMA e VFA

3.5 Apparati per le prove di modulo dinamico e fatica

Si passa ora alla descrizione dei macchinari utilizzati per lo svolgimento delle prove di modulo dinamico e per le prove di fatica.

L'Asphalt Mixture Performance Tester (par. 3.5.1) è stato utilizzato per testare i campioni cilindrici nelle prove di modulo dinamico e nelle prove di fatica (direct tension).

Il *Nottingham Asphalt Tester* (par. 3.5.2) è stato utilizzato per lo svolgimento delle prove di modulo e fatica (*four point bending*) sui campioni prismatici.

3.5.1 Asphalt Mixture Performance Tester

L'Asphalt Mixture Performance Tester (AAMPT) è una macchina servo-idraulica sviluppata nell'ambito di una ricerca effettuata dal NCHRP, National Cooperative Highway Research Program. Lo scopo del programma è stato quello di realizzare uno strumento di prova versatile per lo studio delle proprietà dei conglomerati bituminosi.

L'AMPT infatti permette di sviluppare in maniera semplificata le curve maestre del modulo dinamico di una miscela bituminosa, valutare velocemente il *flow number*, e stimare la vita a fatica di un materiale attraverso prove di trazione diretta ciclica (*direct tension*).

In figura 3.19 sono visibili: la cella climatica di cui è dotato il macchinario, l'attuatore servoidraulico per l'applicazione del carico, il pannello di accensione della macchina e per il controllo della temperatura, e il calcolatore (collegato alla macchina con cavo di rete) per la registrazione dei dati di output delle prove.



Figura 3.19 – Asphalt Mixture Performance Tester

Le prove di modulo dinamico vengono eseguite dall'AMPT sottoponendo il provino a carichi sinusoidali costanti in regime di controllo di tensione, ad una determinata temperatura di prova e a diverse frequenze. Durante lo svolgimento della prova le deformazioni vengono registrate mediante dei trasduttori resi solidali al campione. I trasduttori utilizzati sono del tipo LVDT, *Linear Variable Differential Transformer*.

I dati registrati nella prova e necessari in fase di analisi sono il modulo dinamico e l'angolo di fase. Eseguendo sullo stesso materiale diverse prove variando frequenze e temperature, sfruttando il principio di sovrapposizione tempo-temperatura è possibile ricavare le Curve Maestre.

Il comportamento a rottura per fatica del materiale può essere valutato mediante prove di trazione diretta ciclica eseguite alla frequenza di 10 Hz. In questo caso la prova avviene in controllo di deformazione, mantenendo un livello deformativo impostato dall'operatore a inizio prova.

Inoltre, a differenza delle prove di modulo, è necessario far uso di una coppia di piatti di acciaio incollati alla superficie superiore e inferiore del campione e resi solidali con l'apparato di prova mediante serraggio con viti.

I parametri di input da inserire nell'apposita interfaccia software sono: altezza e diametro del provino, temperatura di prova, frequenza del test, livello deformativo imposto, massimo numero di cicli e minimo valore del modulo in corrispondenza del quale si considera la prova terminata.

3.5.2 Nottingham Asphalt Tester

Il *Nottingham Asphalt Tester* (NAT) è una apparecchiatura di laboratorio sviluppata dai ricercatori dell'Università di Nottingham, i quali costruirono il primo prototipo nel corso degli anni '80. In seguito, la società inglese *Cooper Reaserch Technology Ltd* ne ha promosso la produzione in serie operando una serie di aggiornamenti che hanno migliorato le prestazioni della macchina rispetto al primo prototipo.



Figura 3.20 - Nottingham Asphalt Tester

Con questo macchinario le prove possono essere condotte sia su campioni cilindrici, sia su travetti prismatici. Risulta pertanto essere uno strumento molto versatile che consente di determinare il modulo complesso, la resistenza a fatica e la resistenza all'accumulo di deformazioni permanenti.

Il NAT è costituito da: una cella climatica per il controllo della temperatura, un'unità pneumatica, un telaio di carico, e un sistema di acquisizione dati. (Fig. 3.21)



Figura 3.21 – Sistema di acquisizione dati e unità pneumatica

I messaggi analogici provenienti dal sistema di acquisizione vengono convertiti in segnali di regolazione della pressione dell'aria mediante un convertitore. La pressione dell'aria presente nel serbatoio dell'unità pneumatica è quindi controllata dal sistema di acquisizione e controllo. L'attuatore, posizionato in testa alla trave di contrasto, è direttamente collegato all'unità pneumatica che svolge quindi il compito di garantire un volume d'aria sufficiente per generare gli impulsi di carico.

La prova di flessione su quattro punti viene svolta andando a fissare un apposito telaio di carico all'interno del NAT. Nella parte inferiore del telaio sono presenti quattro fori che permettono il

fissaggio dello stesso alla piastra di base del NAT. Nella parte sommitale del telaio invece è presente un perno che ne consente il collegamento con la cella di carico.

Durante le prove le deformazioni vengono registrate da un trasduttore presente tra i due morsetti centrali del telaio. Il trasduttore viene collegato all'unità di acquisizione del NAT che ne converte il messaggio analogico in uno digitale per la registrazione dei dati e gestione della prova da parte del computer.

3.6 Prove di Modulo Dinamico

Si passa ora alla descrizione delle prove di modulo dinamico. Tali prove sono state preliminari rispetto allo svolgimento delle prove di fatica. Infatti, i dati relativi alle prove di modulo eseguite sui campioni cilindrici, hanno costituito uno dei dati di input per l'applicazione del modello S-VECD.

Nei paragrafi 3.6.1 e 3.6.2 vengono descritte le operazioni preliminari eseguite per la preparazione dei campioni alle prove di modulo, i parametri di input inseriti e le operazioni svolte nell'esecuzione delle prove.

I risultati ottenuti dalle prove di modulo vengono trattati nel quarto capitolo.

3.6.1 Campioni cilindrici

Le prove di modulo sui campioni cilindrici sono state eseguite per mezzo dell'*Asphalt Mixture Performance Tester* (AMPT).

Come operazione preliminare, è stato necessario preparare gli 8 campioni alla prova di modulo dinamico incollando su ognuno di essi 6 dadini metallici di sezione esagonale. Questi dadini metallici hanno costituito l'aggancio per i supporti dei trasduttori LVDTs.

I dadini sono stati disposti a coppie lungo la superficie laterale del campione; ogni coppia di dadini è stata inter distanziata di 70 mm in direzione verticale. Le tre coppie di dadini sono state incollate ad una distanza angolare di 120°.

Per incollare i dadini alle distanze sopracitate si è utilizzato un apposito macchinario (Fig. 3.22). Per prima cosa sono stati fissati i dadini metallici negli appositi spazi della macchina. Successivamente si è spalmata velocemente la colla sulle basi dei 6 dadini (è stata utilizzata una colla bicomponente). Infine, si è posizionato il campione sulla base della macchina e si è azionato l'apposito comando che ha portato i dadini fissati ai tre bracci a contatto con il campione stesso. Trascorsi 15 minuti il campione, con i dadini incollati, è stato rimosso dalla macchina.



Figura 3.22 – Operazione di incollaggio dei dadini metallici al campione

Terminata la fase di incollaggio dei dadini metallici ai campioni si è passati al loro condizionamento alle temperature di prova.

Il condizionamento è avvenuto in cella climatica per 16 ore.

Terminato il periodo di condizionamento, è stato prelevato il campione da sottoporre alla prova di modulo, ed è stato posizionato all'interno della cella di confinamento dell'AAMPT. Al di sopra e al di sotto del campione sono stati posti due piatti metallici. Al di sopra del piatto metallico superiore, in un apposito alloggiamento, è stato posto un elemento sferico con il compito di garantire un'applicazione uniforme del carico.

Successivamente sono stati agganciati ai dadini metallici i supporti per i trasduttori (Fig. 3.23). I tre trasduttori sono stati quindi inseriti tra le tre coppie di supporti e sono stati calibrati mediante avvitamento o svitamento di una vite posta alla loro estremità.

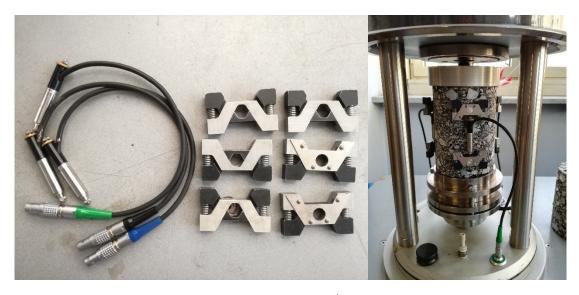


Figura 3.23 – Supporti e trasduttori LVDT

Terminate queste fasi è stato infine possibile avviare la prova di modulo dinamico inserendo come dati di input le dimensioni del campione (diametro e altezza), la temperatura di prova e le frequenze da indagare.

Viene riportato in Tabella 3.9 il riassunto delle frequenze e temperature indagate nelle prove di modulo dinamico eseguite mediante AMPT e suggerite dalla norma AASHTO 61 - 13 [19]

Temperatura [°C]	4	20	30
	0.1 - 0.2		0.01 - 0.1
[roquenze [1]]	0.5 - 1.0		0.2 - 0.5 - 1.0
Frequenza [Hz]	2.0	- 5.0	2.0 - 5.0
	10 - 20 - 25		10 - 20 - 25

Tabella 3.9 – Frequenze e temperature per la prova di modulo dei campioni cilindrici

Come già citato, mediante lo sfruttamento del principio di sovrapposizione tempotemperatura, l'esecuzione delle prove di modulo dinamico a diverse frequenze e a diverse temperature ha consentito di costruire le Curve Maestre.

3.6.2 Campioni prismatici

Le prove di modulo sui travetti di conglomerato sono state eseguite per mezzo del *Nottingham Asphalt Tester* (NAT).

In questo caso, a differenza del precedente, non sono state necessarie particolari operazioni preliminari per l'esecuzione della prova di modulo dinamico.

Il travetto di conglomerato è stato condizionato in cella climatica per circa 3 ore (UNI EN 12697-24 [19]) al termine delle quali è stato posizionato all'interno del telaio per le prove dei campioni prismatici. Il travetto è stato bloccato al telaio mediante l'abbassamento di quattro morsetti idraulici azionati da un pannello di controllo.

Fissato il travetto al telaio si sono inseriti i dati di input: dimensione della sezione del travetto, temperatura di prova, frequenza di applicazione del carico e deformazione imposta assunta costante nelle varie prove e pari a 100 microstrain.

In questo caso non si è avuto a disposizione di un applicativo software per l'esecuzione delle prove di modulo, di conseguenza è stata effettuata una ripetizione di prova per ogni frequenza di carico (e per ogni livello di temperatura).

Inoltre, la prova non è terminata in modo automatico alla registrazione del modulo dinamico per una data frequenze e una data temperatura ma si è dovuta stoppare manualmente al raggiungimento di un livello deformativo costante pari a quello imposto.

In tabella 3.10 vengono riportate le frequenze e le temperature indagate nelle prove di modulo dinamico eseguite sui campioni prismatici. I tre livelli di temperatura sono stati scelti in coerenza con quelli utilizzati per le prove di modulo dei campioni cilindrici.

Temperatura [°C]	4	20	30
Frequenza [Hz]	5 - 10 -20		

Tabella 3.10 - Frequenze e temperature per la prova di modulo dei campioni prismatici

Tuttavia, la natura grossolana del conglomerato per strato di base esaminato, la sua notevole rigidezza e le ridotte dimensioni della sezione dei campioni prismatici, non hanno permesso la costruzione delle curve maestre. Infatti, i travetti testati sono giunti a una rottura fragile durante le prove di modulo dinamico eseguite alla temperatura di 4°C e all'applicazione delle frequenze di carico più alte (Fig. 3.24).

Per questo motivo, i risultati ottenuti dalle prove di modulo eseguite sui travetti di conglomerato non verranno presentati nel capitolo di analisi dati. I dati ricavati da queste prove hanno comunque costituito un primo dato sul quale calibrare le prove di fatica eseguite nella configurazione di flessione su quattro punti.



Figura 3.24 – Rottura fragile dei travetti di conglomerato durante le prove di modulo dinamico

3.7 Prove di fatica

Lo svolgimento delle prove di fatica ha rappresentato il punto di arrivo dell'attività di laboratorio.

Nei paragrafi 3.7.1 e 3.7.2 vengono illustrate le procedure e gli accorgimenti adottati nell'esecuzione delle prove di fatica.

Le prove di fatica in *direct tension* sono state eseguite utilizzando l'AMPT, mentre le prove di fatica per flessione su quattro punti sono state eseguite mediante il NAT. I risultati di tali prove verranno ampiamente discussi nel quarto capitolo.

Come già specificato nell'introduzione, tutte le prove di fatica sono state eseguite alla temperatura di 30°C. Questa temperatura è stata scelta al fine di simulare le condizioni che saranno presenti in sito.

Inoltre, tutte le prove di fatica sono state eseguite con una frequenza di carico pari a 10 Hz.

3.7.1 Direct tension

Il comportamento a fatica dei campioni cilindrici è stato valutato attraverso prove di trazione diretta ciclica mediante l'utilizzo dell'*Asphalt Mixture Performance Tester*.

Le prove sono state eseguite in controllo di deformazione, alla temperatura di 30°C e ad una frequenza di 10 Hz.

Come richiesto dalla norma di riferimento AASHTO 107-14 [3], sono stati scelti tre livelli deformativi (*peak to peak*). Nello specifico le deformazioni imposte scelte sono state: 200, 250 e 300 microstrain. Per ogni livello deformativo sono state effettuate due ripetizioni.

Come per le prove di modulo dinamico, anche per la prova di fatica è stato necessario fissare al campione dei dadini metallici sui quali verranno poi agganciati i supporti per i trasduttori. Tuttavia, le prove di modulo dinamico sono state preliminari all'esecuzione delle prove di fatica, per cui i dadini in questa fase risultavano già incollati ai vari campioni.

Infatti, nell'applicazione del modello S-VECD a ciascun set di dati ricavato dalle singole prove a fatica, si è fatto riferimento ai corrispondenti moduli dinamici dei campioni analizzati. Quindi, ogni campione testato a fatica è stato preliminarmente sottoposto alle prove di modulo dinamico.

Questa è stata una precisa scelta di impostazione, che ha avuto come obiettivo quello di eseguire una precisa analisi del comportamento a fatica del materiale, minimizzando il contributo di aleatorietà tra le caratteristiche dei vari campioni testati.

Preliminarmente all'esecuzione della prova di fatica è stato necessario anche incollare due piatti metallici alle due estremità del campione. Questo poiché il campione durante la prova a fatica viene sottoposto a cicli di carico in tensione o tensione/compressione, i quali richiedono la continuità tra la testa di carico, il campione e il contrasto superiore. Dunque, si tratta di piatti metallici dotati di appositi fori per l'ancoraggio mediante viti del campione all'apparato di prova.

I piatti metallici sono stati incollati al campione mediante l'utilizzo di un adesivo epossidico bicomponente. Il quantitativo di collante ricavato dalla miscelazione delle due componenti (resina e indurente), è stato quartato e distribuito sulle due facce parallele del campione e sulle due facce dei piatti metallici, secondo la procedura descritta dalla norma AASHTO TP 107-14 [3].

I piatti metallici sono stati infine posti a contatto con le due facce del campione e, al di sopra di esso, si è applicato un peso di 10 kg.



Figura 3.25 – Incollaggio dei piatti metallici

Il peso di 10 kg è stato applicato per un tempo di circa 6 ore, necessario a garantire il completo incollaggio dei due piatti metallici al campione.

Il campione è stato quindi messo a condizionare in cella climatica a 30°C per 16 ore.

Al termine del condizionamento il campione è stato prelevato dalla cella climatica e posto nella cella di confinamento dell'AMPT preventivamente portata alla temperatura di prova.

Le operazioni di ancoraggio del campione all'apparato di prova mediante viti di serraggio, di aggancio dei supporti ai dadini metallici, e di calibrazione dei trasduttori, sono state eseguite rapidamente per non perdere il livello di temperatura a cui era stato condizionato il campione. Per questo motivo, al termine di queste operazioni, si è abbassata la cella di confinamento e si sono attesi circa 15 minuti affinché la temperatura tornasse pari a quella di prova.

Trascorsi i 15 minuti si sono inseriti i dati di input della prova e si è avviata la prova di fatica. Quest'ultima è stata preceduta da un rapido *Fingerprint Test* (operato in automatico dal programma) per stimare il modulo iniziale del materiale.

I dati di input inseriti sono stati i seguenti:

- Dimensioni del campione (altezza e diametro);
- Frequenza e temperatura di prova (10 Hz e 30°C);
- Tempo di riposo tra il Fingerprint Test e la prova di fatica (10 minuti);
- Modalità di esecuzione della prova (direct tension);
- Livello deformativo al quale eseguire la prova;
- Massimo numero di cicli in corrispondenza del quale la prova viene terminata (2 milioni).

Durante il test è possibile apprezzare dall'interfaccia grafica l'evoluzione del modulo dinamico e dell'angolo complesso in funzione del numero dei cicli.

Una volta terminata la prova il campione è stato rimosso dalla cella di confinamento ed è stata evidenziata con un pennarello la superficie di rottura formatasi. (Figura 3.26)

Si specifica che le caratteristiche della configurazione di prova non portano il materiale ad una rottura evidente con separazione delle due parti del campione. Quindi, al fine di mostrare la superficie di rottura creatasi durante la prova, al termine della prova si è picchettato il campione con un martello. La frattura apertasi con questa operazione si è sicuramente propagata da quella interna provocata dalla ripetizione ciclica del carico durante la prova di fatica.



Figura 3.26 – Superficie di rottura creatasi nel campione a seguito dell'esecuzione della prova di fatica

Durante l'esecuzione della prova i dati registrati dal software sono stati tra gli altri: numero di cicli, modulo dinamico, angolo di fase, tensione di picco, e deformazione di picco media (mediata tra le tre deformazioni di picco ricavate dagli spostamenti registrati nei singoli trasduttori).

I precedenti valori sono stati registrati con un passo corrispondente all'applicazione di 10 cicli di carico, quindi ogni secondo.

La trattazione dei dati di output ricavati dalla prova di fatica in *direct tension*, è riportata nel capitolo due. I risultati dell'analisi sono invece presentati nel quarto capitolo.

3.7.2 Flessione su quattro punti

Le prove di fatica in configurazione di flessione su quattro punti sono state eseguite utilizzando il *Nottingham Asphalt Tester* (NAT). Nello specifico la prova è stata possibile, fissando sulla base del NAT l'apposito telaio. Il telaio è stato fissato alla base del NAT mediante 4 viti di ancoraggio, e alla cella di carico mediante un perno.

La temperatura e la frequenza di prova sono state rispettivamente 30° e 10 Hz. La prova si è svolta in controllo di deformazione e sono stati scelti tre livelli deformativi (*amplitude*): 80, 100 e 150 microstrain.

In questo caso non sono state necessarie particolari operazioni per la preparazione dei provini alla prova di flessione su quattro punti.

I travetti sono stati posti in cella climatica alla temperatura di 30°C per circa 3 ore.

Trascorso il tempo di condizionamento il travetto è stato prelevato dalla cella climatica e posto all'interno del telaio di carico del NAT. La cella di carico contenente l'apparecchiatura di prova è stata anch'essa preliminarmente condizionata alla temperatura di prova.

Il travetto è stato quindi fissato al telaio di carico attraverso l'abbassamento di quattro morsetti idraulici comandati da un'unità di controllo esterna.

Durante tutte queste fasi preliminari il telaio di carico è stato mantenuto in posizione fissa mediante una coppia di barre e una piastra di allineamento. Le barre presenti nella parte superiore del telaio sono servite a mantenere i quattro morsetti in posizione orizzontale ed allineati, mentre la piastra di allineamento ha consentito un uguale distanziamento dei morsetti.



Figura 3.27 – Telaio di carico prima e dopo la rimozione delle barre e della piastra di allineamento

I dati di input inseriti nel programma prima dell'avvio della prova di fatica sono stati:

- Geometria del travetto (dimensioni della sezione);
- Temperatura di prova (30°C);
- Ampiezza di deformazione imposta;
- Frequenza di carico (10 Hz).
- Percentuale di rigidezza alla quale terminare la prova (30% del valore iniziale).

La norma UNI EN 12697-24 [2] introduce il criterio convenzionale di rottura, definendo come numero di cicli a rottura quello in corrispondenza del raggiungimento del 50% della rigidezza iniziale.

Tuttavia, al fine di ottenere un andamento del modulo dinamico funzione del numero di cicli più dettagliato, si è deciso di arrestare le prove di fatica al raggiungimento del 30% del valore iniziale. Quest'ultimo è definito dalla norma come la rigidezza misurata dopo 100 applicazioni del carico.

Il programma ha restituito con un passo di 50 cicli di carico i valori di tensione e deformazione, la rigidezza (e la relativa percentuale rispetto al valore iniziale), l'angolo di fase, l'area del ciclo di isteresi e il suo valore cumulato.

L'analisi dei dati ricavati dalla prova di flessione su quattro punti e la costruzione della retta di fatica viene trattata nel prossimo capitolo.

Capitolo IV:

Analisi Dati

In questo capitolo verranno discussi approfonditamente i risultati ottenuti dall'analisi dei dati ricavati dall'esecuzione delle prove discusse nel precedente capitolo.

L'analisi dei dati ha quindi rappresentato la fase finale del lavoro proposto da questa tesi e ha permesso di maturare le conclusioni finali.

Nella prima parte di questo capitolo viene riportata la Curva Maestra del materiale ottenuta dalle prove di modulo dinamico sui campioni cilindrici. Inoltre, vengono anche riassunti e commentati i dati grezzi ottenuti dalle prove di modulo grazie al cosiddetto *Black Diagram*.

Nella seconda parte del capitolo vengono presentate le curve caratteristiche di danno (CCD) ottenute mediante l'applicazione del modello S-VECD.

Successivamente è stata riportata la retta di fatica ottenuta per i campioni cilindrici testati in direct tension, e la retta di fatica ricavata per i travetti sottoposti alla prova di flessione su quattro punti.

Infine, verrà fatto un confronto tra i risultati ottenuti con le due tipologie di prova.

4.1 Analisi dei risultati delle prove di Modulo Dinamico

Il primo passo dell'analisi dati è stato quello di analizzare i dati ricavati dalle prove di modulo dinamico eseguite sui campioni di conglomerato.

Per quanto riguarda i campioni cilindrici, sono stati testati tutti i campioni che sono poi stati successivamente sottoposti alla prova di fatica. Le motivazioni di tale scelta e il resoconto delle frequenze e temperature indagate è riportato nel paragrafo 3.6.1.

La rappresentazione dei dati grezzi ricavati dalle prove di modulo dinamico viene fatta attraverso il cosiddetto *Black Diagram*.

La rappresentazione avviene in un diagramma semilogaritmico con l'angolo di fase sull'asse delle ascisse e il logaritmo del modulo dinamico su quello delle ordinate.

Di seguito vengono presentati, mediante il diagramma di Black, i valori di rigidezza e i rispettivi angoli di fase ricavati per ogni campione durante le prove di modulo dinamico. Nella rappresentazione sono stati utilizzati diversi colori per distinguere i dati relativi ai diversi campioni.

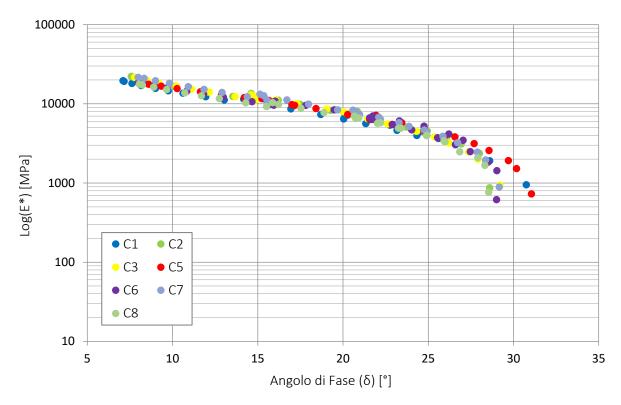


Figura 4.1 – Analisi dei dati grezzi ottenuti dalle prove di modulo dinamico (Black Diagram)

È interessante notare come i punti siano molto ravvicinati nel primo ramo del diagramma, relativo alle prove di modulo eseguite alla temperatura di 4°C, e relative a quelle eseguite alle alte frequenze e a 20°C.

Il secondo ramo della curva, relativo alle prove di modulo dinamico eseguite a 20°C e bassa frequenza, e alle prove eseguite a 30°C, è caratterizzato da una maggiore dispersione dei punti ricavati dai test eseguiti sui vari campioni. Questo fenomeno è imputabile alla maggiore influenza dello scheletro litico nelle prove eseguite ad alta temperatura e bassa frequenza di carico. La maggiore dispersione dei punti riflette quindi il diverso contenuto di vuoti dei campioni sottoposti alle prove di modulo dinamico, dovuto principalmente alla variabilità del contenuto di legante nella miscela.

Comunque, i risultati mostrano una variabilità relativamente bassa tra il comportamento dei vari campioni. Viene così verificata la bontà delle operazioni svolte in fase di preparazione e compattazione dei campioni.

Viene ora riportata la Curva Maestra del materiale indagato. La curva maestra è stata ottenuta applicando il modello MPEDG – HIRSCH [19] ai dati ottenuti da tutte le prove di modulo dinamico effettuate sui campioni testati. La curva maestra ricavata è dunque unica e tiene conto dei sette campioni realizzati.

Si riportano in Tabella 4.1 i valori del modulo dinamico in funzione della frequenza ridotta ottenuti dall'applicazione del modello di MPEDG – HIRSCH. In tabella 4.2 sono presentati invece i parametri del modello ottenuti dal processo di ottimizzazione.

fr	E*
[Hz]	[MPa]
100000000	29896.0
10000000	28563.1
1000000	26775.7
100000	24444.1
10000	21516.4
1000	18027.3
100	14150.6
10	10220.2
1	6669.6
0.1	3877.9
0.01	2000.6
0.001	927.0
0.0001	398.2
0.00001	166.5
0.000001	71.5
0.0000001	33.2
0.00000001	17.1
0.000000001	10.0

Tabella 4.1 – Valori del modulo dinamico in funzione della frequenza ridotta

Log(max)	3.684
δ	-0.538
β	-1.619
γ	-0.360
ΔE_a	198254.4
Log(ΔE _a)	5.297

Tabella 4.2 – Parametri del modello MEPDG – HIRSCH ottenuti dal processo di ottimizzazione

Il risultato del processo di ottimizzazione è stata la determinazione della curva maestra del materiale (Fig. 4.2).

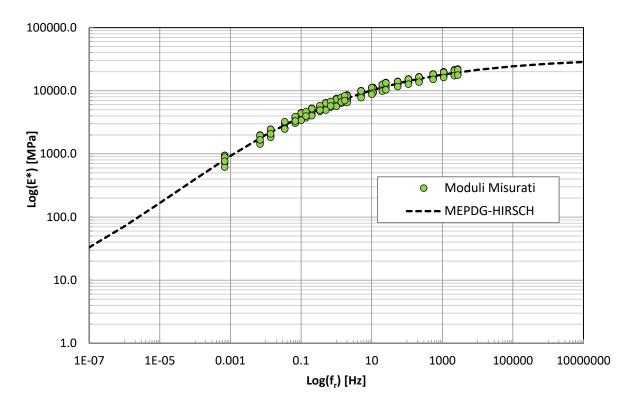


Figura 4.2 – Curva Maestra del conglomerato per strati di base "Base 4"

Come è possibile vedere, la bontà della modellizzazione è confermata dalla vicinanza dei punti misurati con la curva modellata.

Per snellezza di trattazione le Curve Maestre riferite ai singoli campioni cilindrici sono presentate in Allegato B.

4.2 Curve caratteristiche di danno

Dopo l'esecuzione delle prove di modulo dinamico i campioni cilindrici sono stati sottoposti alle prove di fatica eseguite mediante l'*Apshalt Mixture Performance Tester*.

I campioni testati sono stati sette, tuttavia, il campione C2 è stato in seguito escluso dalla modellazione per i motivi specificati nel paragrafo 4.3.1.

Vengono di seguito riportati i vuoti relativi ai campioni cilindrici sottoposti alle prove di fatica e i corrispondenti livelli deformativi a cui sono stati testati (Tab. 4.3).

ID	V	Deformazione imposta
[-]	[%]	[μ s]
C1	9.7	200
C2	9.8	300
C5	10.1	300
C6	10.6	250
C7	10.1	250
C8	10.5	200

Tabella 4.3 – Informazioni sui campioni testati a fatica in direct tension

Si specifica nuovamente che tutti i campioni hanno altezza pari a 150 mm, diametro di 100 mm, e sono stati testati in modalità di *direct tension* alla temperatura di prova di 30°C con frequenza di carico pari a 10 Hz.

I dati grezzi ricavati dalle prove di fatica (e dalle prove di modulo dinamico) sono stati quindi analizzati attraverso l'applicazione del modello S-VECD, il quale ha permesso di ricavare le damage characteristic curves (CCD).

Il procedimento con cui è stata ricavata la CCD del materiale è riportato in dettaglio nel capitolo II, paragrafi dal 2.2.2 al 2.2.7.

Le curve caratteristiche di danno ricavate per i singoli campioni sono riportate nell'Allegato C.

La modellazione delle curve caratteristiche di danno è stata eseguita dapprima considerando il criterio di rottura del picco dell'angolo di fase. Tale criterio è anche quello consigliato dalla norma di riferimento AAHSTO 107-14. [3]

Tuttavia, la modellazione è stata eseguita una seconda volta applicando il criterio del raggiungimento del 50% del modulo iniziale al fine di evidenziare le differenze ottenute in termini di vita a fatica dall'applicazione dei due criteri a rottura. Inoltre, questo ha permesso il confronto tra i risultati derivanti dalle prove di fatica eseguite in *direct tension*, e quelle in configurazione di flessione su quattro punti.

Di seguito vengono presentate le curve caratteristiche di danno ricavate considerando il criterio del raggiungimento del picco dell'angolo di fase.

In Figura 4.3 e 4.4 sono rappresentate le curve caratteristiche di danno ricavate per i singoli campione durante la modellazione della CCD complessiva del materiale. In Figura 4.3 le CCD sono ottimizzate con il modello di potenza (Eq. 4.1) proposto da Kim, mentre in Figura 4.4 sono ottimizzate con il modello esponenziale (Eq. 4.2) proposto da Underwood.

$$C = 1 - yS^z \tag{4.1}$$

$$C = e^{aS^b} (4.2)$$

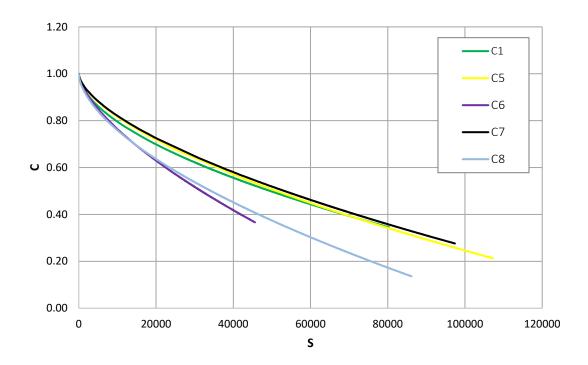


Figura 4.3 – CCD ottimizzate con il modello di potenza (criterio picco dell'angolo di fase)

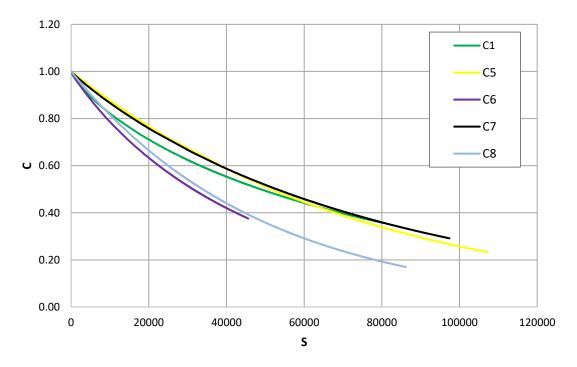


Figura 4.4 – CCD ottimizzate con il modello esponenziale (criterio picco dell'angolo di fase)

Come è possibile notare i campioni C6 e C8 presentano delle curve di danno che si discostano da quelle dei campioni C1, C5 e C7. Tuttavia, non è stata riscontrata nessuna evidenza sperimentale durante i test eseguiti che giustificasse una loro esclusione dalla modellazione (a differenza del campione C2 come specificato nel paragrafo 4.3.1); pertanto sono stati considerati nella modellazione e determinazione della CCD del materiale.

Il processo di ottimizzazione ha avuto come risultato la determinazione della curva caratteristica di danno del materiale indagato. La CCD del materiale viene rappresentata in Figura 4.5 e 4.6 (sovrapposta ai dati appena presentati), ricavata con modello di potenza e modello esponenziale.

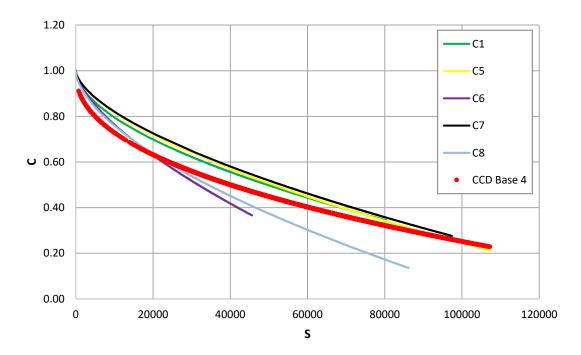


Figura 4.5 – Curva caratteristica di danno del materiale "Base 4" ricavata con il modello di potenza

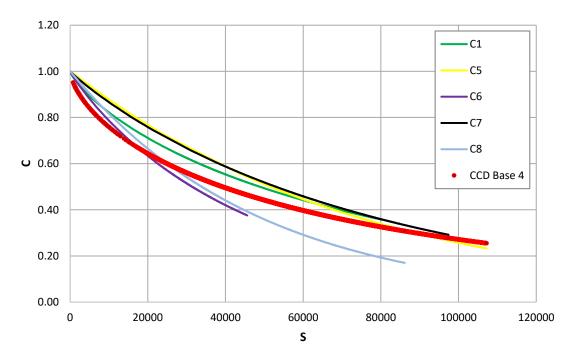


Figura 4.6 – Curva caratteristica di danno del materiale "Base 4" ricavata con il modello esponenziale

Come è possibile notare, le due CCD ricavate secondo i due modelli (Kim e Underwood) sono molto simili e non presentano significative differenze. Infatti, come consigliato dalla norma di

riferimento [3], la curva viene scelta sulla base di un'osservazione visiva dei risultati prodotti ed è a discrezione dell'operatore.

Tuttavia, la determinazione della vita a fatica del materiale (par. 4.3) è stata effettuata adottando i risultati ottenuti con l'ottimizzazione secondo il modello di potenza proposto da Kim.

Come specificato in precedenza, il modello S-VECD è stato applicato una seconda volta considerando come criterio di rottura il raggiungimento del 50% del modulo iniziale.

Viene ora presentato il confronto tra la CCD del materiale ricavata considerando questo criterio, e la CCD ricavata precedentemente secondo il criterio di rottura del picco dell'angolo di fase. Anche in questo caso il confronto viene effettuato considerando le curve ottimizzate con il modello di potenza e quello esponenziale.

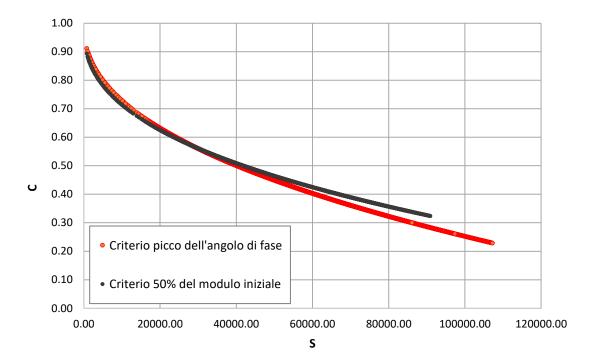


Figura 4.7 – Confronto CCD ottimizzate con legge di potenza, ricavate dall'applicazione dei due criteri di rottura

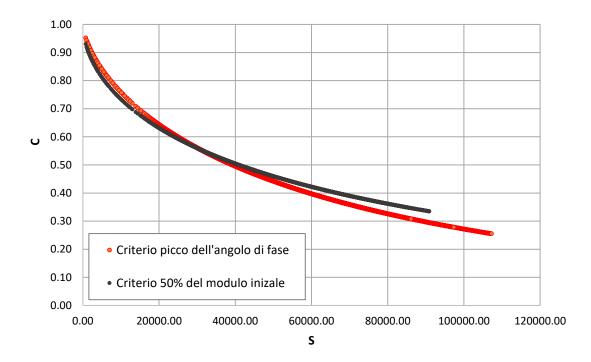


Figura 4.8 - Confronto CCD ottimizzate con legge esponenziale, ricavate dall'applicazione dei due criteri di rottura

Come è possibile notare la curva caratteristica di danno relativa alla modellazione eseguita adottando come criterio di rottura il raggiungimento del picco dell'angolo di fase, risulta più estesa rispetto alla CCD modellata considerando la rottura al raggiungimento del 50% del modulo iniziale. Questo conferma quanto constatato durante le prove di fatica e durante la prima analisi dei dati di output registrati dall'AAMPT.

Infatti, durante le prove di fatica in *direct tension*, il picco dell'angolo di fase si è sempre verificato dopo il raggiungimento del 50% del modulo iniziale. Di conseguenza la maggiore estensione della curva rossa rispetto a quella nera può essere spiegata da questo fenomeno che, in fase di modellazione, ha comportato la considerazione di un numero di dati (e quindi di cicli della prova) maggiore, traducendosi quindi in un più alto immagazzinamento di danno da parte del materiale.

Tuttavia, la curva rossa risulta essere posizionata più in basso rispetto alla curva nera (a parte nel tratto iniziale), constatando quindi un più rapido decremento di integrità del materiale al progredire dell'accumulo del danno.

Anche in questo caso non sono presenti sostanziali differenze tra le curve ottimizzate con modello di potenza e quelle ottimizzate con modello esponenziale.

Vengono ora forniti i parametri dei due modelli, di potenza (Tab. 4.4) ed esponenziale (Tab. 4.5), ricavati nel processo di ottimizzazione eseguito considerando entrambi i criteri di rottura.

	Criterio di rottura		
	Picco angolo di fase 50% modulo iniziale		
У	0.00469	0.00797	
Z	0.44058	0.38900	

Tabella 4.4 – Parametri della CCD ottimizzata con modello di potenza

	Criterio di rottura			
	Picco angolo di fase 50% modulo iniziale			
а	-0.00055	-0.00160		
b	0.67434	0.57196		

Tabella 4.5 – Parametri della CCD ottimizzata con modello esponenziale

4.3 Vita a fatica

L'obiettivo finale di tutta la sperimentazione è stato la determinazione della vita a fatica del materiale mediante la rappresentazione della retta di fatica sul piano di *Wohler*.

La retta di fatica del materiale è stata determinata in riferimento ad entrambe le tipologie di prove a fatica adottate nella sperimentazione: *direct tension* e flessione su quattro punti.

La determinazione della retta di fatica derivante dalle prove eseguite in configurazione di *direct tension* è stata effettuata a seguito dell'applicazione del modello S-VECD.

Invece, i dati sperimentali ottenuti dalle prove di fatica in configurazione di flessione su quattro punti sono stati interpolati ricavando così la retta di fatica del materiale relativa a questa tipologia di prova.

Infine, è stato eseguito il confronto delle rette di fatica ottenute dalle due tipologie di prova considerate.

4.3.1 Campioni cilindrici (AMPT)

Una volta applicato il modello S-VECD e ricavata la *damage characteristic curve* del materiale, è stato possibile ricavare la retta di fatica del materiale.

Il numero dei cicli a rottura, corrispondenti a un certo livello deformativo, sono stati ricavati mediante la seguente espressione:

$$N_{failure} = \frac{(f_{red})(2^{3\alpha})S_f^{\alpha - \alpha C_{12} + 1}}{(\alpha - \alpha C_{12} + 1)(C_{11}C_{12})^{\alpha} [(\beta + 1)(\varepsilon_{0,pp})(|E^*|_{LVE})]^{2\alpha} K_1}$$
(4.3)

Dove:

- $\varepsilon_{0,pp}$ è l'ampiezza della deformazione peak-to-peak applicata per ottenere N_f ;
- β è il fattore di forma del carico (*load form factor*);
- $|E^*|_{LVE}$ è il modulo dinamico viscoelastico lineare (LVE);

- S_f è il valore finale di danno ricavato dalla legge di potenza in funzione di \mathcal{C}_f ;
- C_{11} , C_{12} sono i coefficienti di modello relativi alla legge caratteristica di danno di potenza;
- K_1 è il loading shape factor;
- α è il damage evolution rate.

I passaggi attraverso i quali si è ricavata l'equazione 4.3 sono riportati nel paragrafo 2.3.8.

A livello pratico il processo è stato inverso, cioè si sono imposti dei valori di cicli a rottura N_f e sono stati ricavati i livelli deformativi $\varepsilon_{0,pp}$ corrispondenti. In questo modo è stato possibile tracciare la retta di fatica del materiale in un intervallo prestabilito, compreso tra 1000 e 100000 cicli.

I risultati ottenuti sono presentati in Figura 4.9, dove sono stati rappresentati sullo stesso piano di *Wohler* la retta di fatica ricavata considerando il criterio di rottura del picco dell'angolo di fase, e quella relativa al raggiungimento del 50% del modulo iniziale.

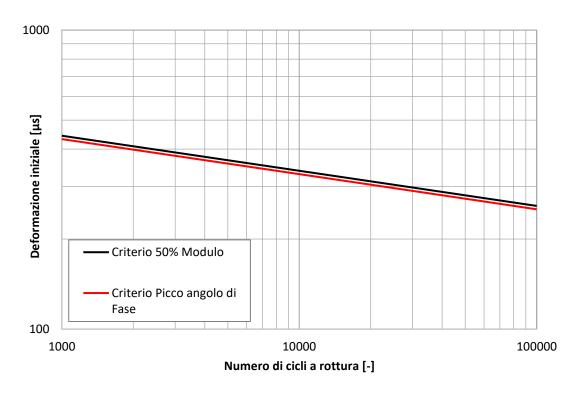


Figura 4.9 – Retta di fatica del materiale ricavata dalle prove eseguite in configurazione di direct tension

Dalla Figura 4.9 è possibile notare che i risultati in termini di vita a fatica ottenuti dalla considerazione dei due criteri di rottura siano quasi sovrapponibili.

La retta di fatica relativa al criterio del picco dell'angolo di fase risulta comunque sottostimare leggermente la vita a fatica del materiale. Questa leggera sottostima può essere imputata alle considerazioni fatte nel paragrafo 4.2.

Come già anticipato i campioni sottoposti alle prove di fatica in *direct tension* sono stati i campioni: C1, C2, C5, C6, C7 e C8. Tuttavia, i risultati appena presentati sono stati ottenuti applicando la modellazione S-VECD a tutti i campioni prima citati, tranne il campione C2.

Il motivo di questa scelta risiede nel tipo di rottura a cui è pervenuto il campione C2 al termine della prova di fatica.

Infatti, il campione C2 è stato l'unico in cui si è verificata la rottura di tipo *Edge Failure*. Quest'ultima prevede la formazione della superficie di rottura in una zona esterna a quella monitorata dagli LVDTs, ossia vicino ai bordi costituiti dai piatti metallici.



Figura 4.10 – Rottura del campione C2 (Edge Failure)

Si specifica che, durante le prove di fatica in controllo di deformazione effettuate, non si è mai arrivati alla rottura convenzionale dei campioni. La superficie di rottura mostrata in Figura 4.10 è stata evidenziata andando a "picchettare" il campione mediante un martello. In questo modo la rottura è sicuramente avvenuta nel punto più indebolito del campione e cioè in corrispondenza della superficie di rottura che si stava creando durante l'esecuzione della prova di fatica.

Al fine di sottolineare l'importanza dell'esclusione dei campioni giunti a una rottura di tipo *Edge*, è stato nuovamente applicato il modello S-VECD ed è stata ricavata la retta di fatica del materiale considerando entrambi i criteri di rottura; i risultati sono rappresentati in Figura 4.11.

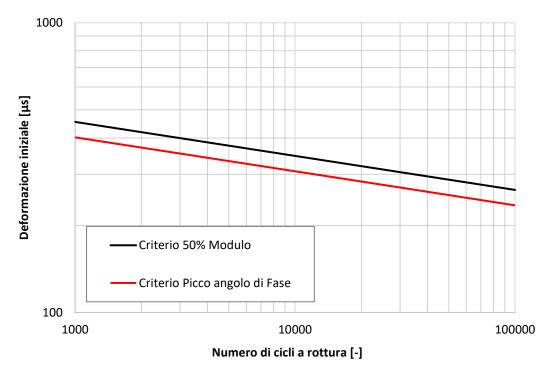


Figura 4.11 – Retta di fatica del materiale ricavata considerando nella modellazione il campione C2

In questo caso, a differenza del precedente, si può notare una sostanziale differenza tra le rette di fatica relative ai due criteri di rottura considerati. Questa differenza è dovuta soprattutto all'abbassamento della retta di fatica modellata considerando i dati fino al raggiungimento del picco dell'angolo di fase. Infatti, l'angolo di fase risulta essere una lettura particolarmente delicata e per essere attendibile richiede, oltre che un'ottima calibratura dei trasduttori, anche il verificarsi di un meccanismo di rottura all'interno della zona monitorata dagli LVDTs.

Ciò conferma l'importanza di escludere dalla modellazione i campioni giunti a una rottura di tipo *Edge Failure*.

4.3.2 Campioni Prismatici (NAT)

Come già ampiamente descritto nel paragrafo 3.7.2, i travetti di conglomerato sono stati sottoposti alle prove di fatica in configurazione di flessione su quattro punti.

In questo caso è stato adottato un approccio fenomenologico allo studio a fatica. La vita a fatica del materiale è stata determinata per interpolazione dei singoli punti ricavati dalle prove di fatica; ognuno di questi punti è definito dall'ampiezza di deformazione imposta nella prova di fatica e dal corrispondente numero di cicli a rottura a cui si è pervenuti.

La rottura è stata convenzionalmente riferita al raggiungimento del 50% del modulo iniziale.

In tabella 4.6 vengono riassunti i risultati ottenuti dalle prove di fatica in configurazione di flessione su quattro punti.

ID	Target Amplitude [μs]	N _f
[-]	[μs]	[-]
T3B	80	1363308
T2C	100	728000
T3C	150	169866
T2B	200	16274

Tabella 4.6 – Dati ricavati dalle prove di fatica in configurazione di flessione su quattro punti

La determinazione dei cicli a rottura si è rivelata alquanto ostica poiché i dati di output ottenuti dalla prova di fatica sono risultati affetti da una certa variabilità dovuta alla sensibilità del *Nottingham Asphalt Tester*.

Infatti, la temperatura di prova di 30°C ha comportato una rigidezza molto bassa nel materiale; di conseguenza la forza applicata dall'attuatore della macchina per mantenere il livello deformativo impostato è risultata molto piccola.

Dunque, è stata necessaria una fase preliminare in cui si sono andati a filtrare tutti gli *outlier* ottenuti nel corso della prova.

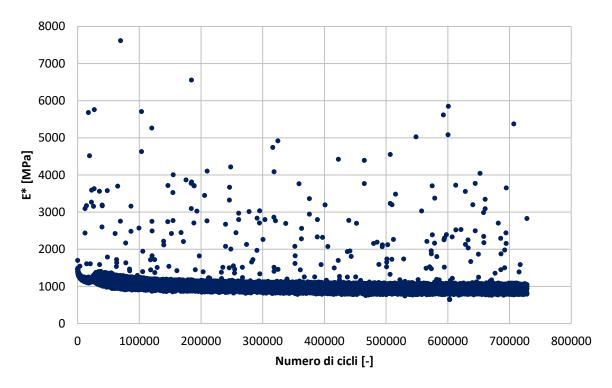


Figura 4.12 – Dati di output di una prova di flessione su quattro punti prima dell'applicazione dei filtri

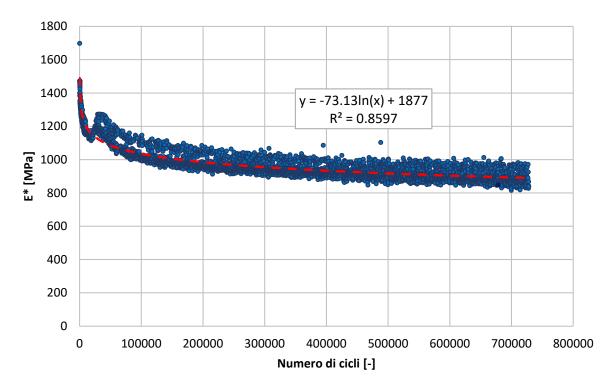


Figura 4.13 – Dati di output di una prova di flessione su quattro punti dopo l'applicazione dei filtri

Una volta filtrati i dati ottenuti dalle prove di fatica è stata tracciata la linea di tendenza logaritmica. Questa operazione è stata necessaria poiché le prove di fatica per flessione su quattro punti, data la notevole presenza di *outlier*, sono state interrotte al raggiungimento di una rigidezza pari al 30% del modulo iniziale.

Quindi, in molti casi è stato necessario ricavare il numero di cicli a rottura corrispondenti al raggiungimento del 50% del modulo iniziale. Questa operazione è stata effettuata mediante la linea di tendenza la cui equazione (in questo caso) è riportata in Figura 4.13.

Le operazioni appena descritte sono state applicate ad ognuno dei quattro campioni testati; sono state così ricavate le coppie di punti Numero di cicli – Ampiezza di deformazione riportate in Tabella 4.6.

Infine, i punti sono stati riportati nel diagramma bi-logaritmico di *Wohler* e sono stati interpolati ricavando così la retta di fatica del materiale riferita alle prove eseguite in configurazione di flessione su quattro punti (Fig. 4.14).

L'elevato valore di \mathbb{R}^2 ottenuto conferma l'accuratezza dell'operazione effettuata.

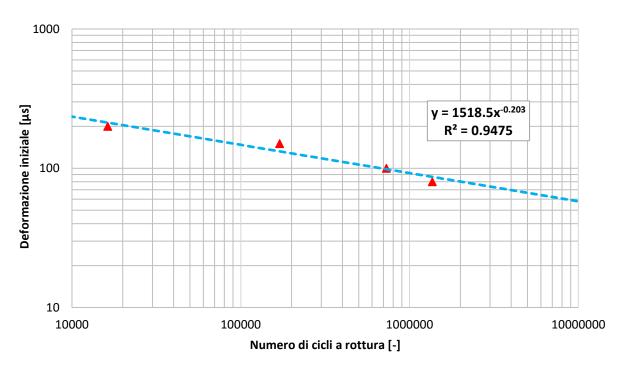


Figura 4.14 – Retta di fatica del materiale ricavata dalle prove di flessione su quattro punti

4.3.3 Confronto dei risultati ottenuti dalle due modalità di prova

I risultati ottenuti dalle due modalità di prove di fatica (direct tension e flessione su quattro punti) vengono ora confrontati sovrapponendo le due rette di fatica ricavate (Fig. 4.15).

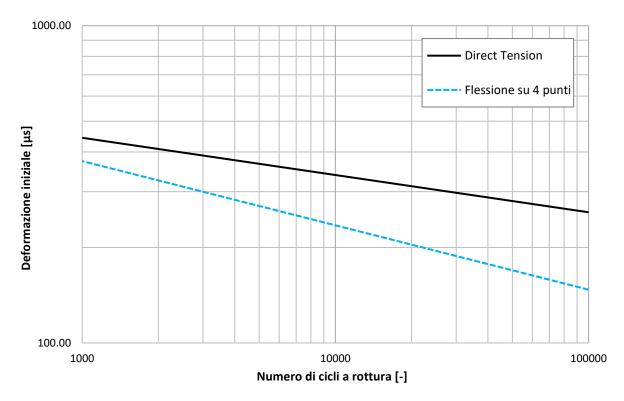


Figura 4.15 – Confronto delle rette di fatica ricavate dalle due tipologie di prova di fatica effettuate

Per coerenza di trattazione, la retta di fatica relativa alle prove in *direct tension* è quella ricavata considerando come criterio di rottura il raggiungimento del 50% del modulo iniziale.

Tuttavia, va considerato che la formulazione mediante la quale sono stati ricavati i cicli a rottura nella configurazione di *direct tension* (Eq. 4.3), fa riferimento alla deformazione di *Peak to Peak* imposta nelle prove di fatica.

Invece, nelle prove di flessione su quattro punti è stata inserita un *Amplitude* come input della prova. Di conseguenza i punti sperimentali ottenuti da questa tipologia di prova, e in seguito interpolati per la definizione della retta di fatica del materiale, sono definiti dalla corrispondenza Numero di cicli a rottura – Ampiezza di deformazione imposta.

Viene quindi effettuato un nuovo confronto tra le rette di *Wohler* ricavate per le due configurazioni di prova a fatica, rappresentando le rette interpolanti i punti sperimentali definiti dalla corrispondenza tra il numero di cicli a rottura e l'ampiezza di deformazione imposta, direttamente nel caso delle prove di flessione su quattro punti, e indirettamente nelle prove di *direct tension* (dimezzando il *Peak to Peak*).

Il dimezzamento del valore di deformazione *Peak to Peak* si è rivelata una semplificazione accettabile poiché dopo i primi cicli di carico la deformazione imposta dall'AMPT si è assestata in metà compressione e metà trazione.

Come già specificato, in questo caso la retta di fatica relativa alla configurazione di prova in direct tension è stata ricavata interpolando i dati sperimentali ottenuti dall'esecuzione delle prove mediante AMPT, e non più considerando la retta ottenuta dalla modellazione. Questa differenza di rappresentazione si è rivelata utile per eseguire un confronto dei risultati ottenuti dalle due modalità di prova

Inoltre, vengono rappresentati sullo stesso grafico (Fig. 4.16), la retta di fatica ricavata dalle prove eseguite in configurazione di flessione su quattro punti, e le due rette di fatica ottenute dalle prove in *direct tension* relative ai due criteri di rottura adottati: raggiungimento del 50% del modulo inziale (Criterio di rottura A) e picco dell'angolo di fase (Criterio di rottura B).

Si ricorda che, il criterio di rottura adottato per la determinazione del numero di cicli a rottura nel caso delle prove di fatica per flessione su quattro punti è sempre relativo al raggiungimento del 50% del modulo iniziale, così come indicato dalla norma di riferimento.

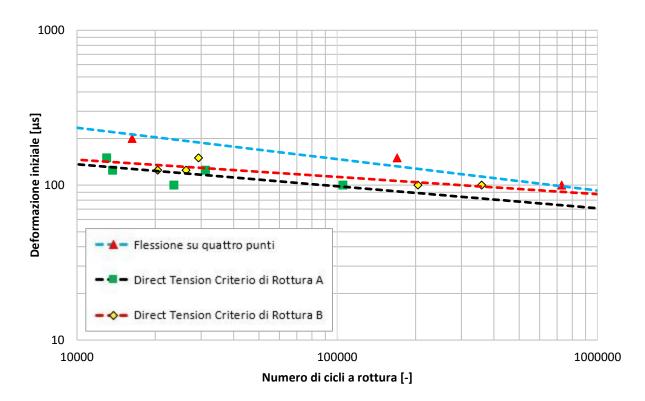


Figura 4.16 – Confronto tra le rette di Wohler

Come è possibile notare, in questo caso la retta di fatica relativa alla flessione su quattro punti è posizionata al di sopra a quella ricavata per le prove in *direct tension*.

Il comportamento a fatica del conglomerato bituminoso per strato di base indagato risulta quindi migliore se sottoposto alla prova di flessione su quattro punti. Infatti, a parità di ampiezza di deformazione imposta, ovvero di deformazione di trazione, il numero di cicli a rottura risulta maggiore nel caso di prova eseguita in configurazione di flessione su quattro punti.

Queste considerazioni risultano essere congruenti con quanto espresso dalle principali formulazioni presenti in letteratura per la determinazione del numero di cicli a rottura in funzione della deformazione di trazione applicata nella parte inferiore del pacchetto di pavimentazione. La deformazione di trazione nel caso in esame è espressa dall'ampiezza di deformazione imposta nelle prove di fatica.

Le formulazioni presenti in letteratura sono riconducibili alla seguente forma [20]:

$$N_f = f_1(\varepsilon_t)^{-f_2}(E)^{-f_3}$$
(4.4)

Una maggiore durata a fatica viene quindi correlata a una minore rigidezza dello strato considerato.

Nei campioni sottoposti alle prove di fatica in *direct tension* è stato riscontrato un valore medio di modulo dinamico pari a 6155 MPa, mentre per quelli sottoposti alle prove di flessione su quattro punti il valore medio è risultato pari a 2572 MPa.

Tale differenza di rigidezza è imputabile alle diverse modalità di applicazione del carico nelle due prove, e alle dimensioni dei campioni: tozze nel caso dei campioni cilindrici testati in AMPT e snelle per i travetti testati mediante NAT.

La differente rigidezza tra le due tipologie di campioni ha determinato nelle prove in regime di controllo di deformazione un miglior comportamento a fatica per i travetti di conglomerato. Infatti, questi ultimi, partendo da un basso valore di rigidezza, hanno comportato l'applicazione di forze via via sempre più piccole rispetto a quelle applicate ai campioni cilindrici, e quindi un maggiore numero di cicli per raggiungere la rottura.

Sempre in riferimento alla figura 4.16 è possibile notare nuovamente la vicinanza delle due rette di fatica relative ai due criteri di rottura adottati per le prove in *direct tension*.

Tuttavia, a differenza del confronto effettuato tra le due rette ottenute dall'applicazione del modello S-VECD, la distanza tra le due rette di *Wohler* risulta maggiore a conferma dell'importanza della modellazione al fine di escludere le possibili incertezze derivanti dalla considerazione dei dati grezzi.

4.3.4 Influenza della temperatura di prova

In ultima battuta viene proposto il confronto tra la retta di fatica ricavata dalla modellazione S-VECD, e una retta di fatica ottenuta dagli autori Miglietta e Brignolo, 2016 [8] sempre mediante applicazione del modello S-VECD.

La retta di fatica ottenuta dagli autori appena citati, è riferita a un conglomerato bituminoso per strati di collegamento testato alla temperatura di 15°C.

Naturalmente trattandosi di due materiali diversi non è stato possibile determinare direttamente l'influenza della temperatura di prova sul comportamento a fatica.

Tuttavia, considerando la natura innovativa del materiale per strato di binder introdotto per il confronto (bitume modificato con nano-tubi di carbonio) e il ridotto quantitativo di vuoti presente nei relativi campioni testati (intorno al 3.7%), è davvero molto interessante notare come le prestazioni a fatica di quest'ultimo siano inferiori al conglomerato per strati di base indagato nel presente lavoro di tesi. (Fig. 4.17)

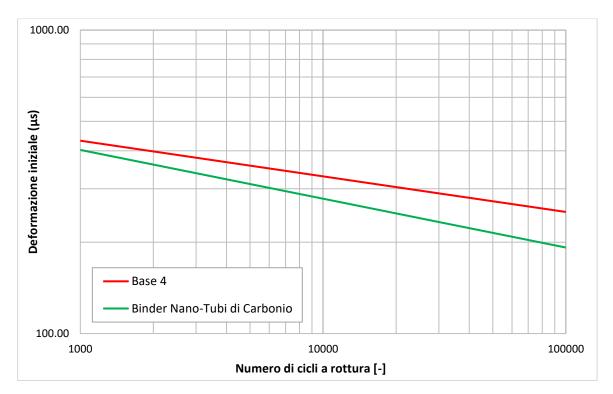


Figura 4.17 – Confronto della vita a fatica del materiale "Base 4" con un materiale innovativo

La maggiore vita a fatica del conglomerato "Base 4" oggetto della sperimentazione, non è riconducibile, né al contenuto di vuoti medio dei campioni sottoposti alle prove di fatica (10.6% a fronte di 3.7% relativo al materiale per strati di collegamento confrontato), né al contenuto di legante (3.47% a fronte di 4.6%) presente nella miscela.

Il comportamento a fatica del conglomerato bituminoso "Base 4" alla temperatura di prova di 30°C si è quindi rivelato al di sopra delle aspettative.

Conclusioni

Il presente lavoro di tesi ha avuto come obiettivo quello di fornire una caratterizzazione prestazionale della resistenza a fatica di un conglomerato bituminoso per la realizzazione di strati di base. Tale conglomerato troverà il suo impiego nel pacchetto di pavimentazione che verrà realizzato all'interno della nuova galleria del traforo del Frejus. Le particolari condizioni al contorno, e l'importanza dell'opera in cui verrà realizzato il suddetto strato di base, hanno richiesto l'applicazione di un modello avanzato per la determinazione della resistenza alla fessurazione per fatica.

La caratterizzazione è stata eseguita attraverso l'applicazione del modello S-VECD, il quale ha permesso di determinare la resistenza a fatica del materiale attraverso un approccio rigoroso di tipo meccanicistico, basato sulla modellazione dei dati ottenuti dalle prove di fatica eseguite in modalità di trazione diretta.

Come confronto a questo approccio innovativo sono state eseguite, sempre sulla stessa miscela, delle prove di fatica in configurazione di flessione su quattro punti.

I risultati ottenuti, relativi alla resistenza a fatica del materiale sottoposto alle due tipologia di prova, sono stati infine confrontati nel diagramma di Wohler.

Viene ora tracciato il quadro riassuntivo dei principali risultati ottenuti e delle considerazioni maturate durante il presente lavoro di tesi.

- Il confronto tra le due rette di fatica, relative alle due tipologie di prove effettuate (*direct tension* e flessione su quattro punti), ha evidenziato un migliore comportamento a fatica del materiale se sottoposto alla prova di flessione su quattro punti. Infatti, per una medesima ampiezza di deformazione imposta, il numero di cicli a rottura è risultato superiore nei campioni prismatici rispetto quelli cilindrici sottoposti alla prova di trazione diretta. Questo può essere in parte ricondotto alla bassa rigidezza iniziale dei travetti di conglomerato rispetto ai campioni cilindrici, la quale ha determinato, durante le prove di fatica in controllo di deformazione, l'applicazione di carichi via via sempre più piccoli che hanno portato il materiale a raggiungere molto lentamente la condizione convenzionale di rottura (raggiungimento del 50% del modulo iniziale).
- Il confronto tra la retta di fatica ricavata dalla modellazione S-VECD considerando il criterio di rottura del picco dell'angolo di fase, e quella ricavata sempre dalla modellazione ma considerando il criterio di rottura del 50% del modulo, ha portato a una rappresentazione quasi sovrapposta delle due rette. Limitatamente al caso di studio è stata quindi verificata una certa corrispondenza tra i due criteri di rottura prima citati.

111

- La considerazione dei dati derivanti da un campione cilindrico pervenuto a una rottura di tipo *Edge* al termine della prova di fatica in *direct tension*, ha portato all'ottenimento di risultati molto differenti rispetto a quelli ottenuti scartando tale campione dall'analisi. Viene così confermata l'importanza di non considerare i dati derivanti da tali campioni nell'applicazione del modello S-VECD.
- Dei sette campioni cilindrici sottoposti alle prove di fatica in trazione diretta soltanto uno è pervenuto ad una rottura di tipo *Edge*. La realizzazione di campioni cilindrici con altezza pari a 150 mm ha quindi fortemente diminuito le problematiche riscontrate in precedenti lavori di tesi, in cui l'adozione di campioni con altezza minore a quella appena specificata ha portato a un considerevole numero di *Edge failure*.
- La fase di realizzazione dei travetti mediante taglio delle lastre di conglomerato è stata caratterizzata da una forte problematica di distacco degli aggregati. Tale problematica, legata anche al ridotto quantitativo di bitume presente nella miscela, potrebbe essere mitigata dalla realizzazione di travetti di conglomerato con sezione pari ad almeno tre volte la dimensione massima degli aggregati presenti nel conglomerato.
- Considerando l'elevato tenore di vuoti ottenuto nei campioni sottoposti alle prove di fatica e il ridotto quantitativo di bitume presente nella miscela, le prestazioni a fatica del conglomerato bituminoso per strati di base, denominato *Base 4*, si sono rivelate al di sopra delle aspettative. Sarebbe interessante indagare in futuri studi l'influenza di un'alta temperatura di prova (30°C valore adottato nel presente lavoro di tesi) sulle prestazioni a fatica di un conglomerato bituminoso.

Bibliografia

- [1] Federal Highway Administration (2003), "Distress Identification Manual for the Long-Term Pavement Performance Program"
- [2] UNI EN 12697-24, "Miscele bituminose Metodi di prova per conglomerati bituminosi a caldo Parte 24: Resistenza alla fatica"
- [3] AASHTO TP 107-14 "Standard Method of Test for Determining the Damage Characteristic Curve of Asphalt Mixture from Direct Tension Cyclic Fatigue Tests"
- [4] Kim, Little, (1990) "One-Dimensional Constitutive Modelling of Asphalt Concrete", Journal of Engineering Mechanics 116, 751-772
- [5] Lee, Kim (1998) "Viscoelastic Constitutive Model for Asphalt Concrete under Cyclic Loading", Journal of Engineering Mechanics 124, 32-40
- [6] Daniel, Kim (2002) "Development of a Simplified Fatigue Test and Analysis Procedure Using a Viscoelastic Continuum Damage Model", Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists
- [7] Chehab, Kim, Schapery, Witczak, Bonaquist (2002) "Time-Temperature Superposition Principle for Asphalt Concrete with Growing Damage in Tension State", Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists
- [8] Miglietta, Brignolo (2016) "Protocolli di Prova e Modelli di Analisi per lo Studio del Comportamento Meccanico di Conglomerati Bituminosi Nano-Rinforzati"
- [9] Underwood, Kim, Savadatti, Thirunavukkarasu, Guddati (2009) "Response and Fatigue Performance Modelling of Alf Pavements Using 3-D Finite Element Analysis and a Simplified Viscoelastic Continuum Damage Model" Presented at the Asphalt Paving Technology
- [10] UNI EN 12697-39 "Miscele bituminose Metodi di prova per conglomerati bituminosi a caldo Parte 39: Contenuto di legante mediante ignizione"
- [11] UNI EN 1426 "Bitumi e leganti bituminosi Determinazione della penetrazione con ago"
- [12 UNI EN 1427 "Bitumi e leganti bituminosi Determinazione del punto di rammollimento Metodo biglia e anello"

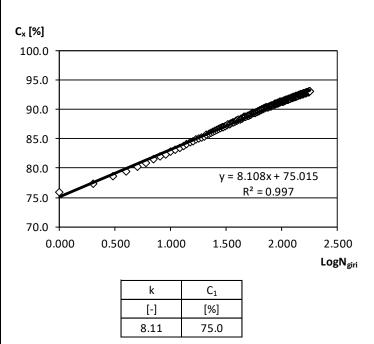
- [13] UNI EN 12593 "Bitumi e leganti bituminosi Determinazione del punto di rottura secondo il metodo Fraass"
- [14] ASTM D2041 "Standard Test Method for Theoretical Maximum Specific Gravity and Density of Bituminous Paving Mixtures"
- [15] Capitolato CIRS "Norme Tecniche di Tipo Prestazionale per Capitolati Speciali d'Appalto"
- [16] ASTM D 2493 "Standard Practice for Viscosity-Temperature Chart for Asphalt Binders"
- [17] Yetkin Yildirim, Mansour Solaimanian, and Thomas W. Kennedy (2000) "Mixing and Compaction Temperatures for Hot Mix Asphalt Concrete"
- [18] UNI EN 12697-31 "Miscele bituminose Metodi di prova per conglomerati bituminosi a caldo Parte 31: Preparazione del provino con pressa giratoria"
- [19] AASHTO PP 61-13 "Standard Practice for Developing Dynamic Modulus Master Curves for Hot Mix Asphalt (HMA) Using the Asphalt Mixture Performance Tester (AMPT)"
- [20] Yang H. Huang "Pavement Analysis and Design"

Allegato A:

Curve di compattazione

Campione: 0_180_1			
MMVT 2601 [kg/m³]			
D _{fustella}	150	[mm]	
MV 2420 [kg/m ³]			
M _{effettiva}	4820.8	[g]	

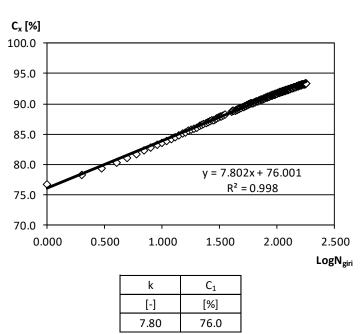
N _{giri}	h(n _g)	C _{ux}	C _x
[#]	[mm]	[%]	[%]
1	145.5	72.1	75.8
2	142.5	73.6	77.4
3	140.4	74.7	78.6
4	138.8	75.6	79.5
5	137.4	76.3	80.3
6	136.3	76.9	80.9
7	135.4	77.5	81.5
8	134.6	77.9	82.0
9	133.9	78.3	82.4
10	133.3	78.7	82.8
11	132.7	79.0	83.1
12	132.1	79.4	83.5
13	131.7	79.6	83.8
14	131.2	79.9	84.1
15	130.8	80.2	84.3
16	130.4	80.4	84.6
17	130.0	80.7	84.9
18	129.7	80.9	85.1
19	129.4	81.0	85.3
20	129.1	81.2	85.5
21	128.8	81.4	85.7
22	128.5	81.6	85.9
23	128.2	81.8	86.1
24	128.0	81.9	86.2
25	127.8	82.1	86.3
26	127.6	82.2	86.5
27	127.3	82.4	86.7
28	127.1	82.5	86.8
29	126.9	82.6	86.9
30	126.8	82.7	87.0
35	125.9	83.3	87.6
40	125.2	83.8	88.1
45	124.5	84.2	88.6
50	124.0	84.6	89.0
55	123.5	84.9	89.3
60	123.1	85.2	89.6
70	122.4	85.7	90.1
80	121.8	86.1	90.6
90	121.3	86.5	91.0
100	120.8	86.8	91.3



N_{giri}	h(n _g)	C _{ux}	C _x
[#]	[mm]	[%]	[%]
110	120.4	87.1	91.6
120	120.1	87.3	91.9
130	119.8	87.5	92.1
140	119.5	87.8	92.3
150	119.2	88.0	92.6
160	119.0	88.1	92.7
170	118.8	88.3	92.9
180	118.6	88.4	93.0

Campione: 02_180_2			
MMVT 2597 [kg/m³]			
D _{fustella}	150	[mm]	
MV 2425 [kg/m ³]			
M _{effettiva} 4791.4 [g]			

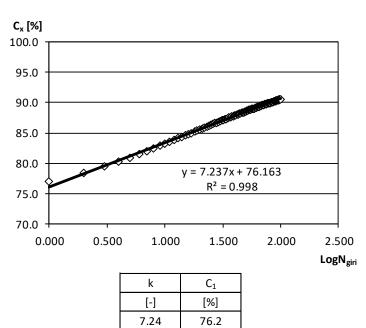
N _{giri}	h(n _g)	C _{ux}	C _x
[#]	[mm]	[%]	[%]
1	142.8	73.1	76.6
2	139.9	74.6	78.2
3	137.9	75.7	79.4
4	136.3	76.6	80.3
5	135.1	77.3	81.0
6	134.0	77.9	81.7
7	133.1	78.4	82.2
8	132.3	78.9	82.7
9	131.6	79.3	83.2
10	131.1	79.6	83.5
11	130.5	80.0	83.9
12	130.0	80.3	84.2
13	129.5	80.6	84.5
14	129.1	80.9	84.8
15	128.7	81.1	85.0
16	128.3	81.4	85.3
17	128.0	81.6	85.5
18	127.7	81.7	85.7
19	127.4	81.9	85.9
20	127.1	82.1	86.1
21	126.8	82.3	86.3
22	126.6	82.5	86.5
23	126.3	82.7	86.7
24	126.1	82.8	86.8
25	125.9	82.9	86.9
26	125.7	83.0	87.1
27	125.5	83.2	87.2
28	125.3	83.3	87.3
29	125.1	83.4	87.5
30	124.9	83.6	87.6
35	124.1	84.1	88.2
40	123.5	84.5	88.6
45	122.9	84.9	89.1
50	122.4	85.3	89.4
55	121.9	85.6	89.8
60	121.5	85.9	90.1
70	120.8	86.4	90.6
80	120.3	86.8	91.0
90	119.8	87.1	91.4
100	119.4	87.4	91.7



N _{giri}	h(n _g)	C _{ux}	C _x
[#]	[mm]	[%]	[%]
110	119.0	87.7	92.0
120	118.7	87.9	92.2
130	118.4	88.2	92.4
140	118.1	88.4	92.7
150	117.9	88.5	92.8
160	117.6	88.8	93.1
170	117.4	88.9	93.2
180	117.2	89.1	93.4

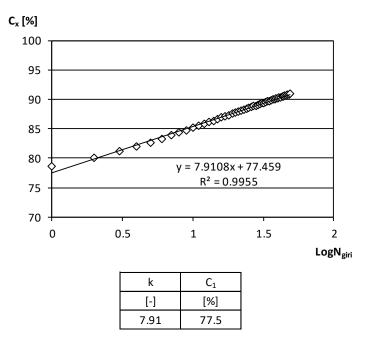
Campione: 1_100_1			
MMVT 2600 [kg/m³]			
D _{fustella}	150	[mm]	
MV 2354 [kg/m ³]			
M _{effettiva}			

N _{giri}	h(n _g)	C _{ux}	C _x
[#]	[mm]	[%]	[%]
1	146.0	71.9	77.1
2	143.4	73.2	78.5
3	141.6	74.1	79.5
4	140.2	74.9	80.3
5	139.0	75.5	81.0
6	138.1	76.0	81.5
7	137.2	76.5	82.0
8	136.5	76.9	82.4
9	135.8	77.3	82.9
10	135.3	77.6	83.2
11	134.7	77.9	83.5
12	134.3	78.2	83.8
13	133.8	78.4	84.1
14	133.5	78.6	84.3
15	133.1	78.9	84.6
16	132.7	79.1	84.8
17	132.4	79.3	85.0
18	132.1	79.5	85.2
19	131.8	79.6	85.4
20	131.6	79.8	85.5
21	131.3	79.9	85.7
22	131.1	80.1	85.8
23	130.8	80.2	86.0
24	130.6	80.4	86.2
25	130.4	80.5	86.3
26	130.2	80.6	86.4
27	130.0	80.7	86.6
28	129.8	80.9	86.7
29	129.7	80.9	86.8
30	129.5	81.1	86.9
35	128.7	81.6	87.4
40	128.1	81.9	87.9
45	127.6	82.3	88.2
50	127.1	82.6	88.5
55	126.7	82.8	88.8
60	126.3	83.1	89.1
70	125.7	83.5	89.5
80	125.2	83.8	89.9
90	124.7	84.2	90.2
100	124.3	84.4	90.5



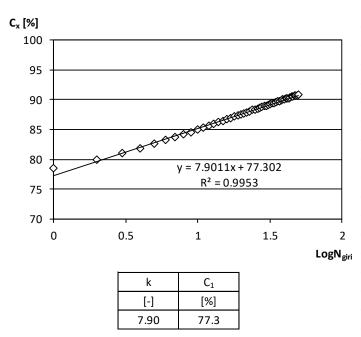
Campione: C1c			
MMVT	2597	[kg/m ³]	
D _{fustella}	150	[mm]	
MV	2362	[kg/m ³]	
M _{effettiva}	7137.0	[g]	

3 4	h(ng) [mm] 208.1 204.4 201.6 199.5 197.7 196.2 194.9	C _{ux} [%] 74.7 76.1 77.1 78.0 78.7	C _x [%] 78.6 80.0 81.1 82.0 82.7
1 2 3 4	208.1 204.4 201.6 199.5 197.7 196.2	74.7 76.1 77.1 78.0 78.7	78.6 80.0 81.1 82.0
3 4	204.4 201.6 199.5 197.7 196.2	76.1 77.1 78.0 78.7	80.0 81.1 82.0
3 4	201.6 199.5 197.7 196.2	77.1 78.0 78.7	81.1 82.0
4	199.5 197.7 196.2	78.0 78.7	82.0
	197.7 196.2	78.7	
5	196.2		82.7
		70.0	02.7
6	10/0	79.3	83.3
7	134.3	79.8	83.9
8	193.8	80.2	84.4
9	192.9	80.6	84.8
10	192.0	81.0	85.2
11	191.2	81.3	85.5
12	190.5	81.6	85.8
13	189.9	81.9	86.1
14	189.3	82.2	86.4
15	188.7	82.4	86.7
16	188.2	82.6	86.9
17	187.7	82.9	87.1
18	187.3	83.0	87.3
19	186.8	83.3	87.5
20	186.4	83.4	87.7
21	186.0	83.6	87.9
22	185.7	83.7	88.1
23	185.3	83.9	88.2
24	185.0	84.1	88.4
25	184.7	84.2	88.5
26	184.4	84.3	88.7
27	184.1	84.5	88.8
28	183.9	84.6	88.9
29	183.6	84.7	89.1
30	183.3	84.8	89.2
35	182.2	85.4	89.7
40	181.3	85.8	90.2
45	180.4	86.2	90.6
49	179.8	86.5	90.9



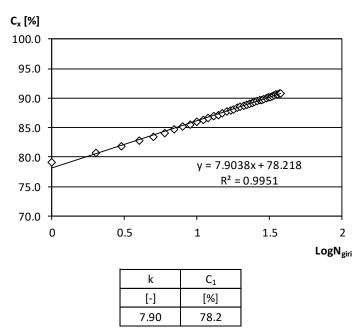
Campione: C2c			
MMVT 2597 [kg/m³]			
D _{fustella}	150	[mm]	
MV 2359 [kg/m ³]			
M _{effettiva}	7137.0	[g]	

N_{giri}	h(n _g)	C _{ux}	C _x
[#]	[mm]	[%]	[%]
1	208.2	74.7	78.4
2	204.5	76.0	79.9
3	201.7	77.1	81.0
4	199.5	78.0	81.9
5	197.8	78.6	82.6
6	196.3	79.2	83.2
7	195.1	79.7	83.7
8	194.0	80.2	84.2
9	193.1	80.5	84.6
10	192.2	80.9	85.0
11	191.4	81.3	85.3
12	190.7	81.5	85.6
13	190.1	81.8	85.9
14	189.4	82.1	86.2
15	188.9	82.3	86.5
16	188.4	82.5	86.7
17	187.9	82.8	86.9
18	187.4	83.0	87.1
19	187.0	83.2	87.3
20	186.6	83.3	87.5
21	186.2	83.5	87.7
22	185.8	83.7	87.9
23	185.5	83.8	88.0
24	185.1	84.0	88.2
25	184.8	84.2	88.4
26	184.5	84.3	88.5
27	184.2	84.4	88.7
28	184.0	84.5	88.8
29	183.7	84.7	88.9
30	183.5	84.7	89.0
35	182.3	85.3	89.6
40	181.4	85.7	90.0
45	180.5	86.2	90.5
50	179.8	86.5	90.8



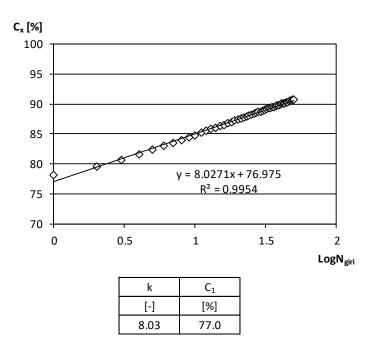
Campione: C3c			
MMVT 2597 [kg/m³]			
D _{fustella}	150	[mm]	
MV 2358 [kg/m ³]			
M _{effettiva}	7080.0	[g]	

N _{giri}	h(n _g)	C _{ux}	C _x
[#]	[mm]	[%]	[%]
1	206.2	74.8	79.2
2	202.3	76.3	80.7
3	199.5	77.3	81.8
4	197.4	78.2	82.7
5	195.6	78.9	83.5
6	194.2	79.4	84.1
7	192.9	80.0	84.6
8	191.8	80.4	85.1
9	190.8	80.9	85.6
10	190.0	81.2	85.9
11	189.2	81.5	86.3
12	188.5	81.8	86.6
13	187.9	82.1	86.9
14	187.3	82.4	87.2
15	186.7	82.6	87.5
16	186.2	82.9	87.7
17	185.8	83.0	87.9
18	185.3	83.3	88.1
19	184.9	83.4	88.3
20	184.5	83.6	88.5
21	184.1	83.8	88.7
22	183.7	84.0	88.9
23	183.4	84.1	89.0
24	183.1	84.3	89.2
25	182.8	84.4	89.3
26	182.5	84.5	89.5
27	182.2	84.7	89.6
28	182.0	84.8	89.7
29	181.7	84.9	89.9
30	181.5	85.0	90.0
31	181.2	85.1	90.1
32	181.0	85.2	90.2
33	180.8	85.3	90.3
34	180.5	85.5	90.5
35	180.3	85.6	90.6
36	180.1	85.7	90.7
37	179.9	85.8	90.8
38	179.8	85.8	90.8



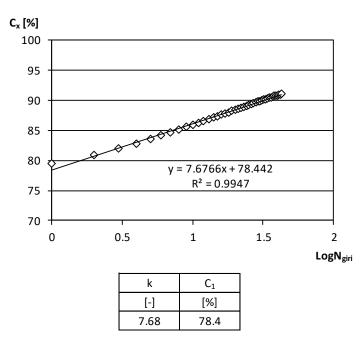
Campione: C4c			
MMVT 2597 [kg/m³]			
D _{fustella}	150	[mm]	
MV 2357 [kg/m ³]			
M _{effettiva} 7080.0 [g]			

N _{giri}	h(n _g)	C_{ux}	C_x
[#]	[mm]	[%]	[%]
1	209.0	73.8	78.1
2	205.2	75.2	79.6
3	202.4	76.2	80.7
4	200.2	77.1	81.6
5	198.4	77.8	82.3
6	196.9	78.4	82.9
7	195.6	78.9	83.5
8	194.5	79.3	84.0
9	193.5	79.7	84.4
10	192.6	80.1	84.8
11	191.8	80.4	85.1
12	191.1	80.7	85.4
13	190.4	81.0	85.8
14	189.8	81.3	86.0
15	189.2	81.5	86.3
16	188.7	81.8	86.5
17	188.2	82.0	86.8
18	187.7	82.2	87.0
19	187.3	82.4	87.2
20	186.9	82.5	87.4
21	186.5	82.7	87.6
22	186.1	82.9	87.7
23	185.8	83.0	87.9
24	185.5	83.2	88.0
25	185.1	83.3	88.2
26	184.8	83.5	88.4
27	184.5	83.6	88.5
28	184.3	83.7	88.6
29	184.0	83.8	88.7
30	183.7	84.0	88.9
35	182.6	84.5	89.4
40	181.6	85.0	89.9
45	180.8	85.3	90.3
50	180.0	85.7	90.7
51	179.9	85.8	90.8



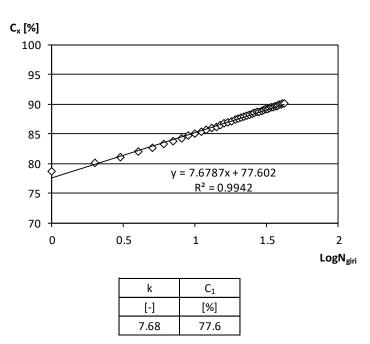
Campione: C5c			
MMVT 2597 [kg/m³]			
D _{fustella}	150	[mm]	
MV 2366 [kg/m ³]			
M _{effettiva} 7080.0 [g]			

N _{giri}	h(n _g)	C _{ux}	C _x
[#]	[mm]	[%]	[%]
1	206.0	74.9	79.5
2	202.5	76.2	80.9
3	199.8	77.2	82.0
4	197.8	78.0	82.8
5	196.1	78.7	83.5
6	194.7	79.2	84.1
7	193.5	79.7	84.6
8	192.4	80.2	85.1
9	191.5	80.6	85.5
10	190.6	80.9	85.9
11	189.9	81.2	86.3
12	189.2	81.5	86.6
13	188.6	81.8	86.8
14	188.0	82.1	87.1
15	187.5	82.3	87.4
16	187.0	82.5	87.6
17	186.5	82.7	87.8
18	186.1	82.9	88.0
19	185.7	83.1	88.2
20	185.3	83.3	88.4
21	184.9	83.4	88.6
22	184.6	83.6	88.7
23	184.2	83.8	88.9
24	183.9	83.9	89.1
25	183.6	84.0	89.2
26	183.3	84.2	89.4
27	183.1	84.3	89.5
28	182.8	84.4	89.6
29	182.5	84.5	89.8
30	182.3	84.6	89.8
35	181.2	85.1	90.4
40	180.3	85.6	90.8
43	179.8	85.8	91.1



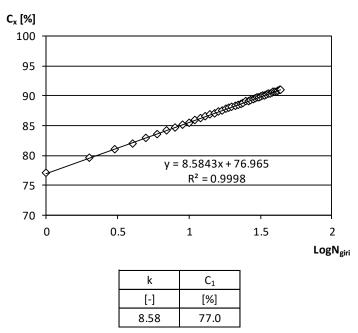
Campione: C6c			
MMVT 2597 [kg/m³]			
D _{fustella}	150	[mm]	
MV 2342 [kg/m ³]			
M _{effettiva}	7080.0	[g]	

N_{giri}	h(n _g)	C _{ux}	C _x
[#]	[mm]	[%]	[%]
1	206.0	74.9	78.7
2	202.4	76.2	80.1
3	199.7	77.3	81.2
4	197.7	78.0	82.0
5	196.0	78.7	82.7
6	194.6	79.3	83.3
7	193.4	79.8	83.8
8	192.4	80.2	84.2
9	191.4	80.6	84.7
10	190.6	80.9	85.0
11	189.8	81.3	85.4
12	189.1	81.6	85.7
13	188.5	81.8	86.0
14	187.9	82.1	86.3
15	187.4	82.3	86.5
16	186.8	82.6	86.8
17	186.4	82.8	87.0
18	185.9	83.0	87.2
19	185.5	83.2	87.4
20	185.1	83.3	87.6
21	184.7	83.5	87.8
22	184.4	83.7	87.9
23	184.0	83.8	88.1
24	183.7	84.0	88.2
25	183.4	84.1	88.4
26	183.1	84.3	88.5
27	182.8	84.4	88.7
28	182.6	84.5	88.8
29	182.3	84.6	88.9
30	182.1	84.7	89.0
35	181.0	85.2	89.6
40	180.0	85.7	90.0
42	179.7	85.9	90.2



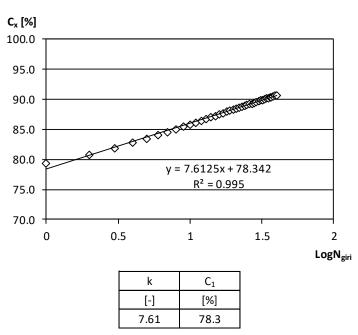
Campione: C7c				
MMVT 2597 [kg/m³]				
D _{fustella}	150	[mm]		
MV 2363 [kg/m³]				
M _{effettiva}				

N _{giri}	h(n _g)	C _{ux}	C _x
[#]	[mm]	[%]	[%]
1	212.2	72.7	77.1
2	205.7	75.0	79.5
3	202.1	76.3	81.0
4	199.5	77.3	82.0
5	197.4	78.2	82.9
6	195.8	78.8	83.6
7	194.4	79.4	84.2
8	193.2	79.9	84.7
9	192.2	80.3	85.1
10	191.3	80.6	85.5
11	190.4	81.0	85.9
12	189.7	81.3	86.3
13	189.0	81.6	86.6
14	188.4	81.9	86.8
15	187.9	82.1	87.1
16	187.3	82.4	87.4
17	186.9	82.5	87.5
18	186.4	82.8	87.8
19	186.0	82.9	88.0
20	185.6	83.1	88.2
21	185.2	83.3	88.4
22	184.8	83.5	88.5
23	184.5	83.6	88.7
24	184.2	83.8	88.8
25	183.8	83.9	89.0
26	183.6	84.0	89.1
27	183.3	84.2	89.3
28	183.0	84.3	89.4
29	182.7	84.4	89.6
30	182.5	84.5	89.7
35	181.4	85.0	90.2
40	180.4	85.5	90.7
44	179.8	85.8	91.0



Campione: C8c			
MMVT 2597 [kg/m³]			
D _{fustella}	150	[mm]	
MV 2355 [kg/m³]			
M _{effettiva} 7080.0 [g]			

N _{giri}	h(n _g)	C _{ux}	C _x
[#]	[mm]	[%]	[%]
1	205.4	75.1	79.3
2	201.8	76.4	80.7
3	199.1	77.5	81.8
4	197.0	78.3	82.7
5	195.4	79.0	83.4
6	194.0	79.5	84.0
7	192.8	80.0	84.5
8	191.7	80.5	85.0
9	190.8	80.9	85.4
10	190.0	81.2	85.8
11	189.2	81.5	86.1
12	188.5	81.8	86.4
13	187.9	82.1	86.7
14	187.4	82.3	86.9
15	186.8	82.6	87.2
16	186.3	82.8	87.5
17	185.9	83.0	87.6
18	185.4	83.2	87.9
19	185.0	83.4	88.1
20	184.6	83.6	88.3
21	184.3	83.7	88.4
22	183.9	83.9	88.6
23	183.6	84.0	88.7
24	183.3	84.2	88.9
25	183.0	84.3	89.0
26	182.7	84.4	89.2
27	182.5	84.5	89.3
28	182.2	84.7	89.4
29	182.0	84.8	89.5
30	181.7	84.9	89.7
31	181.5	85.0	89.8
32	181.3	85.1	89.9
33	181.0	85.2	90.0
34	180.8	85.3	90.1
35	180.6	85.4	90.2
36	180.4	85.5	90.3
37	180.3	85.6	90.4
38	180.1	85.7	90.5
39	179.9	85.8	90.6
40	179.7	85.9	90.7

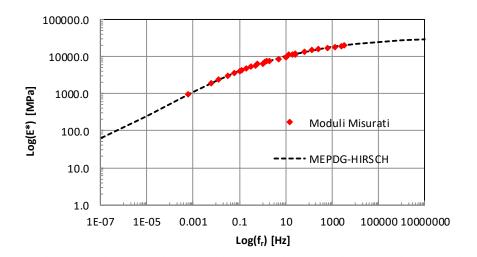


Allegato B:

Curve Maestre

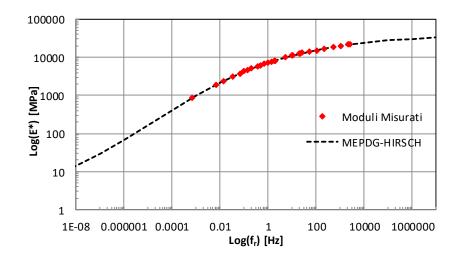
Temperatura	Frequenza	Modulo	Angolo Fase
[°C]	[Hz]	[MPa]	[°]
4	0.1	11217.0	13.03
4	0.2	12265.0	11.94
4	0.5	13611.0	10.61
4	1	14626.0	9.75
4	2	15671.0	9.00
4	5	17057.0	8.16
4	10	18126.0	7.62
4	20	19194.0	7.16
4	25	19609.0	7.09
20	0.1	3982.0	24.33
20	0.2	4635.0	23.16
20	0.5	5620.0	21.33
20	1	6447.0	20.04
20	2	7342.0	18.69
20	5	8631.0	16.94
20	10	9747.0	15.67
20	20	10959.0	14.49
20	25	11476.0	14.17
30	0.01	951.2	30.75
30	0.1	1909.0	28.60
30	0.2	2345.0	27.93
30	0.5	3048.0	26.60
30	1	3647.0	25.59
30	2	4338.0	24.43
30	5	5377.0	22.75
30	10	6238.0	21.49
30	20	7181.0	20.27
30	25	7560.0	20.08

3.701	
-0.109	
-1.470	
-0.344	
206187.7	
5.314	



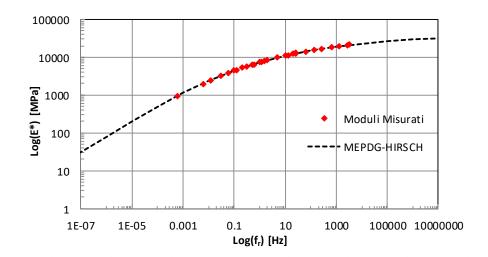
Temperatura	Frequenza	Modulo	Angolo
-			Fase
[°C]	[Hz]	[MPa]	[°]
4	0.1	11227.0	14.67
4	0.2	12395.0	13.53
4	0.5	14006.0	12.02
4	1	15288.0	11.01
4	2	16615.0	10.10
4	5	18426.0	9.06
4	10	19982.0	8.36
4	20	21518.0	7.73
4	25	22156.0	7.58
20	0.1	4309.0	24.80
20	0.2	5071.0	23.73
20	0.5	6201.0	21.92
20	1	7185.0	20.64
20	2	8279.0	19.26
20	5	9867.0	17.48
20	10	11158.0	16.20
20	20	12602.0	15.01
20	25	13531.0	14.60
30	0.01	870.6	28.60
30	0.1	1894.0	28.36
30	0.2	2364.0	28.00
30	0.5	3115.0	26.93
30	1	3772.0	26.08
30	2	4543.0	24.94
30	5	5672.0	23.30
30	10	6637.0	22.06
30	20	7688.0	20.86
30	25	8064.0	20.83

Log(max)	3.753	
δ	-0.857	
β	-1.665	
γ	-0.344	
ΔEa	196250.9	
Log(ΔEa)	5.293	



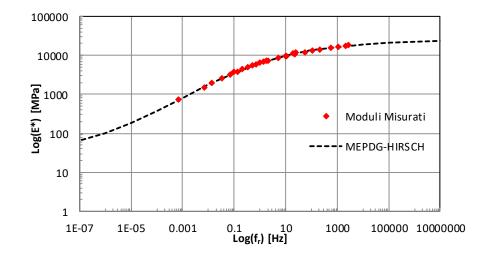
Temperatura	Frequenza	Modulo	Angolo Fase
[°C]	[Hz]	[MPa]	[°]
4	0.1	11095.0	14.87
4	0.2	12369.0	13.67
4	0.5	14072.0	12.15
4	1	15393.0	11.12
4	2	16681.0	10.22
4	5	18337.0	9.19
4	10	19717.0	8.52
4	20	21102.0	7.97
4	25	21725.0	7.77
20	0.1	4500.0	24.32
20	0.2	5288.0	23.30
20	0.5	6479.0	21.66
20	1	7542.0	20.34
20	2	8590.0	19.03
20	5	10066.0	17.30
20	10	11211.0	16.06
20	20	12480.0	14.80
20	25	13003.0	14.60
30	0.01	941.4	29.20
30	0.1	1990.0	27.91
30	0.2	2465.0	27.37
30	0.5	3201.0	26.20
30	1	3826.0	25.36
30	2	4533.0	24.24
30	5	5566.0	22.61
30	10	6456.0	21.44
30	20	7463.0	20.24
30	25	7968.0	20.00

Log(max)	3.739
δ	-1.156
β	-1.771
γ	-0.328
ΔEa	206491.4
Log(∆Ea)	5.315



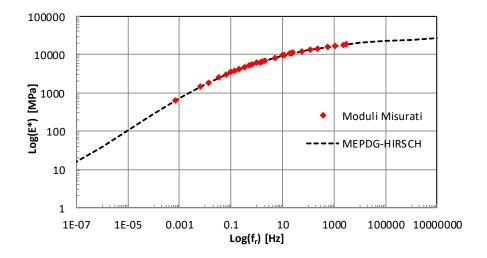
	1	ı	1
Temperatura	Frequenza	Modulo	Angolo Fase
[°C]	[Hz]	[MPa]	[°]
4	0.1	9546.0	17.16
4	0.2	10606.0	15.92
4	0.5	11995.0	14.21
4	1	13082.0	12.87
4	2	14174.0	11.63
4	5	15605.0	10.26
4	10	16683.0	9.33
4	20	17706.0	8.59
4	25	18096.0	8.30
20	0.1	3825.0	25.92
20	0.2	4490.0	24.77
20	0.5	5502.0	22.88
20	1	6372.0	21.56
20	2	7340.0	20.27
20	5	8703.0	18.41
20	10	9806.0	16.99
20	20	11025.0	15.64
20	25	11621.0	15.24
30	0.01	727.8	31.05
30	0.1	1520.0	30.18
30	0.2	1922.0	29.70
30	0.5	2567.0	28.56
30	1	3138.0	27.69
30	2	3818.0	26.56
30	5	4846.0	24.77
30	10	5750.0	23.44
30	20	6792.0	22.06
30	25	7176.0	21.93

3.551	
0.563	
-1.405	
-0.461	
198368.7	
5.297	



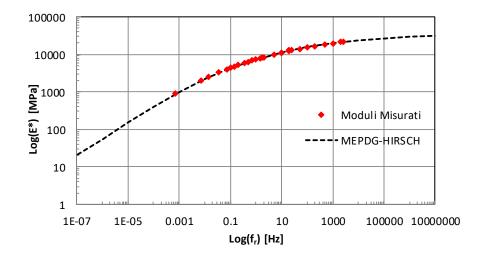
Temperatura	Frequenza	Modulo	Angolo Fase
[°C]	[Hz]	[MPa]	[°]
4	0.1	9592.0	15.93
4	0.2	10660.0	14.66
4	0.5	12105.0	12.98
4	1	13222.0	11.82
4	2	14376.0	10.83
4	5	15894.0	9.67
4	10	17042.0	8.92
4	20	18157.0	8.25
4	25	18514.0	7.99
20	0.1	3473.0	27.04
20	0.2	4159.0	26.20
20	0.5	5227.0	24.75
20	1	6084.0	23.30
20	2	7034.0	21.75
20	5	8399.0	19.48
20	10	9543.0	17.81
20	20	10802.0	16.03
20	25	11248.0	15.47
30	0.01	616.7	29.00
30	0.1	1431.0	29.02
30	0.2	1832.0	28.50
30	0.5	2490.0	27.46
30	1	3061.0	26.59
30	2	3733.0	25.55
30	5	4692.0	24.03
30	10	5479.0	22.92
30	20	6354.0	21.71
30	25	6652.0	21.56

3.645
-1.060
-1.743
-0.368
199996.7
5.301



	1		1
Temperatura	Frequenza	Modulo	Angolo Fase
[°C]	[Hz]	[MPa]	[°]
4	0.1	11116.0	15.54
4	0.2	12282.0	14.38
4	0.5	13915.0	12.90
4	1	15208.0	11.84
4			
-	2	16503.0	10.92
4	5	18199.0	9.81
4	10	19612.0	9.00
4	20	21037.0	8.33
4	25	21597.0	7.98
20	0.1	4425.0	24.90
20	0.2	5200.0	23.87
20	0.5	6362.0	22.20
20	1	7322.0	20.97
20	2	8389.0	19.68
20	5	9916.0	17.97
20	10	11181.0	16.70
20	20	12616.0	15.35
20	25	13269.0	15.13
30	0.01	888.0	29.16
30	0.1	1955.0	28.36
30	0.2	2452.0	27.88
30	0.5	3235.0	26.72
30	1	3901.0	25.86
30	2	4663.0	24.77
30	5	5795.0	23.28
30	10	6775.0	22.09
30	20	7880.0	20.77
30	25	8319.0	20.58

Log(max)	3.741
δ	-1.504
β	-1.848
γ	-0.335
ΔЕа	194595.2
Log(∆Ea)	5.289



Temperatura	Frequenza	Modulo	Angolo Fase
[°C]	[Hz]	[MPa]	[°]
4	0.1	9267.0	15.51
4	0.2	10287.0	14.29
4	0.5	11633.0	12.74
4	1	12668.0	11.69
4	2	13730.0	10.71
4	5	15134.0	9.65
4	10	16221.0	8.89
4	20	17326.0	8.23
4	25	17752.0	8.05
20	0.1	3420.0	25.92
20	0.2	4009.0	24.92
20	0.5	4923.0	23.25
20	1	5673.0	22.02
20	2	6513.0	20.74
20	5	7759.0	18.88
20	10	8779.0	17.53
20	20	9879.0	16.22
20	25	10349.0	15.87
30	0.01	764.3	28.54
30	0.1	1666.0	28.32
30	0.2	2083.0	27.90
30	0.5	2476.0	26.84
30	1	3314.0	25.98
30	2	3972.0	24.90
30	5	4937.0	23.40
30	10	5750.0	22.20
30	20	6655.0	20.92
30	25	6991.0	20.67

Log(max)	3.692	
δ	-0.905	
β	-1.618	
γ	-0.333	
ΔЕа	188127.4	
Log(∆Ea)	5.274	

