POLITECNICO DI TORINO

CORSO DI LAUREA MAGISTRALE IN INGEGNERIA CIVILE

INDAGINE SPERIMENTALE E MODELLAZIONE NON LINEARE SUL DANNEGGIAMENTO A FATICA NEI LEGANTI BITUMINOSI

Candidato:
SALVATORE LA MALFA

Relatori:
Prof. EZIO SANTAGATA
Ing. LUCIA TSANTILIS
Prof. PIER PAOLO RIVIERA
Ing. FABRIZIO MIGLIETTA

ANNO ACCADEMICO 2018-2019

Sommario

INTRODUZIONE **4**

1. VISCOELASTIC CONTINUUM DAMAGE MODEL **6**

1.1 Il modello *VECD* standard 6

1.1.1 Principio di corrispondenza elastico-viscoelastico 6

1.1.2 Serie di *Prony* 8

1.1.3 Modello *Christensen-Anderson-Marasteanu* 10

1.1.4 Teoria del lavoro potenziale 11

1.1.5 Principio di sovrapposizione tempo-temperatura 13

1.2 Il modello NL-*VECD* di S.Undewood (2015) 14

2 STATO DELL'ARTE **19**

2.1 Non linearità del materiale nell'analisi di leganti bituminosi 19

2.2 Vita a fatica dei conglomerati bituminosi: teoria del danno non lineare . 21

2.3 Valutazione del danneggiamento non lineare da fatica su pavimentazioni bituminose 24

3 PROGRAMMA SPERIMENTALE **28**

3.1 Materiali 28

3.2 Strumentazione e prove realizzate 30

3.2.1 *Pressure Aging Vessel* test 30

3.2.2 Analisi S.A.R.A. e cenni sulla struttura chimica del bitume 32

3.2.3 Prove al DSR 34

3.2.3.1 Amplitude sweep test 38

3.2.3.2 Frequency sweep test 40

3.2.3.3 Multiple strain sweep test 40

3.2.3.4 Time sweep test 41

4 ANALISI DATI E RISULTATI OTTENUTI **43**

4.1 Analisi S.A.R.A. 43

4.2 Definizione del range LVE 44

4.3 Caratterizzazione lineare 47

4.4 Caratterizzazione non lineare 51

5 CONCLUSIONI 63

BIBLIOGRAFIA 64

SITOGRAFIA 66

INTRODUZIONE

La fatica è probabilmente uno dei più comuni danneggiamenti che agisce sulle pavimentazioni di tipo flessibile. Al transito di ciascun veicolo, infatti, gli strati legati a bitume sono soggetti all'applicazione ciclica di carichi di breve durata che generano un'alternanza di sollecitazioni di trazione/compressione che possono causare la nascita di microlesioni in essi. Il perseverare di questi carichi nel tempo porta alla coalescenza di tali microlesioni che si manifesta tramite la comparsa di fessure sempre più importanti che, inevitabilmente, conducono ad un progressivo decadimento delle caratteristiche strutturali e funzionali della pavimentazione.

Per stimare il degrado meccanico indotto dalla fatica si è proposto un modello che tiene conto della non linearità nella stima del danno che si osserva in un legante bituminoso soggetto a carichi ciclici. Il modello proposto, *Non-Linear Viscoelastic Continuum Damage Model* (NL-VECD), ha preso spunto da quello tradizionale (VECD) e si basa sugli stessi principi di base: il principio di corrispondenza elastico-viscoelastico, la teoria del lavoro potenziale e il principio di sovrapposizione tempo-temperatura. Grazie a questi postulati si ha il vantaggio di utilizzare delle pseudo grandezze così da eliminare la viscoelasticità dallo studio e permettere, dunque, di implementare un'analisi elastica in luogo di una viscoelastica. È possibile, inoltre, studiare in maniera indipendente gli effetti viscoelastici lineari, quelli non lineari e il danno (sotto forma di fessure).

La validazione del modello ha previsto l'esecuzione di prove di laboratorio in regime oscillatorio eseguite utilizzando un reometro rotazionale. Dopo aver individuato il range del campo viscoelastico lineare di ciascun bitume mediante prove *amplitude sweep*, si sono svolte prove *frequency sweep* grazie a cui è stato possibile caratterizzare ciascun materiale nel campo lineare, determinando quindi le curve maestre per ciascun bitume indagato. Per la caratterizzazione non lineare e la stima degli effetti del danno, sono state invece necessarie prove *multiple strain sweep* e *time sweep* (test a fatica).

A partire dagli output delle prove a fatica, sono state applicate le equazioni che il modello prevede introducendo coefficienti che tenessero conto dei fenomeni non

lineari in modo da valutare, ciclo per ciclo, il danno (rappresentato dalla variabile di stato interna) e l'integrità del materiale (rappresentata dal modulo pseudo secante). Le curve di danno così determinate hanno evidenziato un unico andamento caratteristico per ciascun materiale, indipendente dalla temperatura di prova e dall'entità della deformazione imposta.

Sono stati indagati quattro tipi di leganti bituminosi aventi composizione chimica e caratteristiche tenso-deformative differenti tra loro. Le prove sono state eseguite sia su leganti vergini che invecchiati a lungo termine mediante attrezzatura PAV.

Nel seguito si riporta brevemente la struttura del presente lavoro di tesi.

Il capitolo 1 pone le basi del suddetto lavoro, inquadrando la modellazione non lineare oggetto di studio a partire da concetti già largamente validati in letteratura come il principio di corrispondenza elastico-viscoelastico, la teoria del lavoro potenziale, il principio di sovrapposizione tempo-temperatura. E', inoltre, contemplato l'utilizzo di mezzi matematici e modelli reologici quali la serie di *Prony* e il modello di *Christensen, Anderson* e *Marasteanu* (CAM).

Il capitolo 2 affronta una trattazione sullo stato dell'arte che riguarda lo studio non lineare del danneggiamento da fatica. Si è posta l'attenzione su tutti quelli che sono i diversi metodi proposti negli ultimi anni e che hanno avuto come oggetto lo studio di leganti bituminosi o conglomerati bituminosi sollecitati da carichi ciclici.

Nel capitolo 3 si descrive l'intero programma sperimentale del presente lavoro di tesi. Si descrivono gli strumenti utilizzati, i materiali analizzati e le procedure attuate.

Il capitolo 4 è dedicato all'analisi dei risultati ottenuti a partire dalle prove reologiche realizzate.

Infine, nel capitolo 5 sono riportate le conclusioni tratte dall'analisi e dal confronto dei risultati ottenuti. Scopo finale è quello di valutare l'efficacia del modello NL-VECD.

1. VISCOELASTIC CONTINUUM DAMAGE MODEL

1.1 Il modello *VECD* standard

Il *viscoelastic continuum damage model* (Lee e Kim, 1964) nasce con lo scopo di caratterizzare, rappresentare e modellare un materiale viscoelastico su scala macroscopica. Il concepimento di tale modello risiede nell'intuizione di natura termodinamica avuta nel 1967 da Schapery per descrivere un fenomeno viscoelastico non lineare, successivamente implementata per rappresentare la nascita e lo sviluppo di fessure in un materiale viscoelastico (Schapery, 1975). Nel 1987 lo stesso Schapery avanza la teoria del lavoro potenziale, basata su principi termodinamici di processi irreversibili; questa teoria rappresenterà uno dei pilastri del *continuum damage model*. Seconda colonna portante del modello *VECD* sarà il principio di corrispondenza elastico-viscoelastico, anch'esso dovuto a Schapery nel 1984 allo scopo di eliminare dallo studio gli effetti viscoelastici (e i relativi problemi). Negli anni a seguire si hanno le prime applicazioni del modello ai leganti bituminosi al fine di studiare il fenomeno della fatica causato da un carico ripetuto uniassiale. Ulteriore tassello fondamentale si ha nel 2002 quando Chehab et al. dimostrano l'adeguatezza dell'utilizzo del principio di sovrapposizione tempo-temperatura nelle condizioni di danno dovuto a trazione crescente. Il modello è, infine, completato da una legge di rottura che può variare in funzione del parametro scelto come indicatore della rottura stessa.

1.1.1 Principio di corrispondenza elastico-viscoelastico

Il principio di corrispondenza elastico-viscoelastico (Schapery, 1984) risulta di fondamentale importanza al fine di trascurare gli effetti della viscoelasticità dallo studio. La conseguenza di ciò è la possibilità di implementare uno studio elastico nonostante la natura viscoelastica di un materiale, e quindi evitare quelli che possono essere problemi annessi.

Il principio permette di fare ciò utilizzando una pseudo-deformazione γ^R in luogo di una deformazione reale. La pseudo-deformazione è funzione del modulo di rilassamento $G(t)$, del tempo ridotto t_R, della variabile di integrazione ξ e di un modulo di riferimento arbitrario G_R:

$$\gamma^R = \frac{1}{G_R} \int_0^{t_R} G(t_R - \xi) \frac{d\gamma}{d\xi} d\xi \tag{1}$$

Questo consente una relazione lineare tra tensione e pseudo-deformazione a meno di un coefficiente di proporzionalità G_R, descrivibile tramite la medesima legge di Hooke adottata per materiali elastici:

$$\tau(t) = G_R \cdot \gamma^R \tag{2}$$

$$\tau = \int_0^{t_R} G(t_R - \xi) \frac{d\gamma}{d\xi} d\xi \tag{3}$$

Al concetto di pseudo-deformazione si può associare il termine di pseudo-rigidezza C. Quest'ultima è un indicatore dell'integrità del materiale ed è funzione del livello di danno S per mezzo della legge:

$$C(S) = \frac{\tau}{\gamma^R} \tag{4}$$

La pseudo-rigidezza ha valore unitario se il materiale si comporta in modo viscoelastico lineare, e valore tanto minore dell'unità quanto più il comportamento del materiale si allontana dalla viscoelasticità lineare. La distanza che si ha dalla condizione ottimale di viscoelasticità lineare può essere spiegata dall'insorgere del danno.
Nel caso di prove con carichi ciclici svolte al reometro rotazionale, la pseudo-deformazione viene approssimata tramite la relazione:

$$\gamma_p^R = \frac{1}{G_R} \left(\gamma_p \cdot |G^*|_{LVE}(\omega_R) \right) \tag{5}$$

$$C^*(S) = \frac{\tau_p}{\gamma_p^R \times DMR} \tag{6}$$

La pseudo-deformazione γ_p^R si riferisce al picco in un dato ciclo; $|G^*|_{LVE}(\omega_R)$ è il *linear viscoelastic dynamic shear modulus* alla frequenza ridotta; C^* è la pseudo-rigidezza di picco per un dato ciclo; τ_p è la tensione di picco per il ciclo d'interesse;

DMR è un parametro con cui si tiene conto della variabilità che si ha campione per campione. Quest'ultimo fattore viene definito come:

$$DMR = \frac{|G^*|_{Fingerprint}}{|G^*|_{LVE}} \tag{7}$$

Il numeratore si riferisce al valore *fingerprint,* cioè il modulo dinamico a taglio registrato a basse deformazioni, del campione di materiale oggetto di prova. Il denominatore è riferito alla norma del modulo del materiale in campo viscoelastico lineare valutato come valor medio del modulo ricavato dalle prove *frequency sweep*. Il valore del DMR tipicamente è compreso tra 0.95 e 1.05 ovvero tra 0.90 e 1.10.

1.1.2 Serie di *Prony*

La funzione modulo di rilassamento $G(t)$ vista nell'equazione (1) può essere approssimata da modelli semplificati che permettono una maggiore comprensione dei comportamenti viscoelastici del materiale. La serie di Prony (Prony, 1795), ad esempio, descrive il comportamento viscoelastico lineare di un materiale modellato mediante la configurazione di Maxwell e sollecitato da un carico oscillatorio.

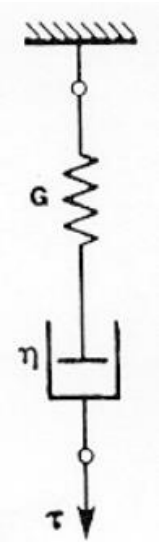

FIGURA 1: MODELLO DI MAXWELL

Il modello di Maxwell è composto da una successione in serie di una molla di Hooke e uno smorzatore viscoso. La caratteristica di questa configurazione è che

lo stesso carico che agisce sulla molla, agisce anche sul dissipatore. Per ragioni di continuità la deformazione totale del sistema è definita come la somma delle deformazioni dei due elementi.
Il modulo di rilassamento può, quindi, essere espresso come uno sviluppo in serie di Prony in cui ogni elemento dipende dal tempo:

$$G(t_r) = \sum_{i=1}^{m} G_i \cdot e^{\frac{-t_r}{\rho_i}} \tag{8}$$

G_i indica il modulo dell'elemento i di Maxwell; ρ_i il tempo di rilassamento dell'i-esimo elemento.
Il modulo $G(t_r)$ può essere scomposto in una parte reale e una immaginaria chiamate rispettivamente *storage modulus* e *loss modulus:*

$$G'(\omega_r) = \sum_{i=1}^{m} \frac{\omega^2 \cdot \rho_i{}^2 \cdot G_i}{\omega^2 \cdot \rho_i^2 + 1} \tag{9}$$

$$G''(\omega_r) = \sum_{i=1}^{m} \frac{\omega \cdot \rho_i \cdot G_i}{\omega^2 \cdot \rho_i^2 + 1} \tag{10}$$

I termini di Prony G_i possono essere stimati mediante il *collocation method.* I termini $\{G_i\}$ in questo caso sono funzione della matrice degli *storage modulus,* e di una seconda matrice $[B]$ mostrata a seguire:

$$\{\mathrm{G_i}\} = [B]^{-1} \times \{G'(\omega_r)\} \tag{11}$$

$$[B] = \begin{bmatrix} \frac{\rho_1^2\,\omega_1^2}{1+\rho_1^2\omega_1^2} & \cdots & \frac{\rho_i^2\,\omega_1^2}{1+\rho_i^2\omega_1^2} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{\rho_1^2\,\omega_i^2}{1+\rho_1^2\omega_i^2} & \cdots & \frac{\rho_i^2\,\omega_i^2}{1+\rho_i^2\omega_i^2} \end{bmatrix} \tag{12}$$

Una volta note la componente immaginaria e quella reale, è possibile comporre le due quantità e ricavare il modulo complesso riferito allo stato viscoelastico lineare:

$$G(t_r) = G_{LVE} = \sqrt{G'^2 + G''^2} \tag{13}$$

A partire dalle componenti $G'(\omega_r)$ e $G''(\omega_r)$ è anche possibile valutare l'angolo di fase:

$$\delta = \arctan\left(\frac{G''}{G'}\right)\frac{180}{\pi} \tag{14}$$

1.1.3 Modello *Christensen-Anderson-Marasteanu*

Lo *storage modulus* utilizzato nell'equazione (11) può essere ricavato sperimentalmente o quantificato mediante modellazione CAM (*Christensen-Anderson-Marasteanu*). Quest'ultimo modello viene utilizzato per rappresentare le curve maestre della norma del modulo complesso e dell'angolo di fase di un materiale data l'attendibilità dei suoi risultati.
Il modello CAM è composto da due insiemi di relazioni: uno per la zona viscosa della curva maestra e l'altro per il resto del campo delle frequenze.

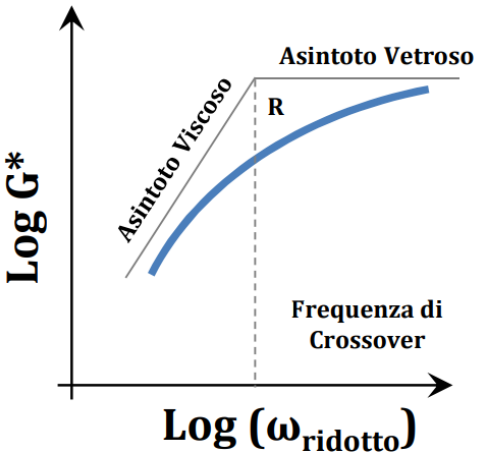

FIGURA 2: CURVA MAESTRA

I parametri che caratterizzano una curva maestra sono:

- il limite di viscoelasticità lineare: per definizione si è all'interno del campo LVE quando il rapporto sforzo-deformazione si mantiene costante;
- il modulo vetroso G_g: valore dell'asintoto orizzontale al quale il modulo complesso tende a basse temperature ed elevate frequenze. L'angolo di fase, quando il bitume si avvicina al modulo vetroso, tende a zero;

- la zona di viscosità stazionaria (o asintoto viscoso): zona raggiunta alle alte temperature e basse frequenze. È rappresentata da una retta con coefficiente angolare pari a uno. L'angolo di fase, in questo caso, tende a 90°;
- la frequenza di *crossover* ω_c*:* intersezione tra asintoto vetroso e asintoto viscoso. Il suo inverso è detto tempo di *crossover;*
- l'indice reologico R: differenza tra il modulo vetroso e il modulo dinamico complesso ottenuto alla frequenza di *crossover*. È il parametro più importante in quanto è direttamente proporzionale all'ampiezza dello spettro di rilassamento e, quindi, risulta essere un ottimo indicatore reologico del materiale.

Tramite queste grandezze Christensen, Anderson e Marasteanu hanno adottato delle formulazioni in grado di descrivere il modulo complesso e l'angolo di fase di un bitume:

$$G^*(w_R) = G_g \cdot \left[1 + \left(\frac{w_c}{w_R}\right)^{\frac{\log(2)}{R}}\right]^{-\frac{R \cdot m}{\log(2)}} \tag{15}$$

$$\delta(w_R) = \frac{90 \cdot m}{\left[1 + \left(\frac{w_R}{w_c}\right)^{\frac{\log(2)}{R}}\right]} \tag{16}$$

dove m è un parametro del modello che deve essere calibrato.

1.1.4 Teoria del lavoro potenziale

La teoria del lavoro potenziale di Schapery (1987) è uno dei punti cardini del modello VECD e si basa su processi irreversibili di natura termodinamica. Introducendo una variabile di stato interna S che rappresenta il danno e un'energia di pseudo-deformazione immagazzinata W^R è possibile scrivere la teoria del lavoro potenziale per un materiale viscoelastico:

$$\frac{dS}{dt} = \left(-\frac{\partial W^R}{\partial S}\right)^{\alpha} \tag{17}$$

L'equazione è completata dal termine tempo t e dal tasso di evoluzione del danno α. Quest'ultimo parametro viene introdotto per estendere la trattazione da materiali elastici a materiali viscoelastici. Negli anni sono stati avanzati diversi approcci per valutare il parametro α a seconda che si trattasse dello studio di una miscela o di un legante bituminoso. Nel 2015 Underwood, studiando il comportamento di diversi leganti, ha valutato α in funzione della pendenza m dello stato stazionario della curva maestra espressa su piano bi-logaritmico:

$$\alpha = 1 + \frac{1}{m} \tag{18}$$

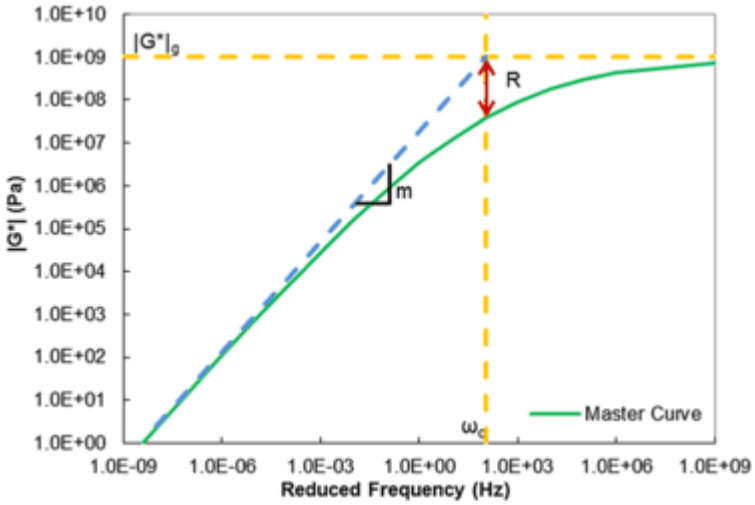

FIGURA 3: CURVA MAESTRA TIPICA DI UN LEGANTE BITUMINOSO (SAFAEI, CASTORENA, & KIM, 2016)

Per lo studio del fenomeno della fatica si pone l'attenzione su dei carichi di natura ciclica. In tal senso è possibile esplicitare l'energia W^R come segue:

$$W^R = \frac{1}{2} C^*(S)\left(\gamma_p^R\right)^2 \tag{19}$$

L'energia di pseudo-deformazione W^R riveste un ruolo fondamentale nella modellazione mediante VECD in quanto è molto intuitivo osservare come la pseudo-rigidezza (integrità) di un materiale diminuisce all'aumentare del danno. Al contrario risulta più complicato capire come si comporta l'angolo di fase in relazione al danneggiamento, ed è per questa ragione che nella trattazione prevista dal modello VECD non compare alcuna relazione tra S e δ.

È possibile risalire all'espressione di danno riferita al singolo ciclo di carico derivando la variabile di stato interna S come funzione del tempo e combinando le equazioni (6) e (17) mediante un'integrazione numerica. Quella che si ottiene è un'espressione capace di predire la risposta in termini di danno sotto qualsiasi condizione di carico in quanto indipendente dalla temperatura e dalla storia di carico:

$$S = \sum_{i=1}^{N} \left[\frac{DMR}{2}\left(\gamma_{p,i}^{R}\right)^2 (C_{i-1}^{*} - C_i^{*})\right]^{\frac{\alpha}{1+\alpha}} \cdot [t_i - t_{i-1}]^{\frac{1}{1+\alpha}} \tag{20}$$

Il pedice i si riferisce a un determinato ciclo di carico.
Il modello VECD trova delle differenze se applicato a una miscela bituminosa o, più semplicemente, a dei leganti bituminosi. La differenza sta nel fatto che nelle miscele bituminose si osserva un elevato danneggiamento al primo ciclo di carico, cosa che non si ha nei leganti. Questo suggerisce, per le miscele, uno scrupoloso studio della pseudo-deformazione γ^R e del danno S durante il primo ciclo.

1.1.5 Principio di sovrapposizione tempo-temperatura

Per tenere conto degli effetti della temperatura nel modello VECD si utilizza il principio di sovrapposizione tempo-temperatura. Sostituendo il tempo reale con quello ridotto ricavato mediante l'utilizzo degli *linear viscoelastic time-temperature shift factors,* gli effetti della temperatura vengono inglobati nel modello.
Quanto sopra descritto avviene materialmente introducendo il tempo ridotto t_R nel calcolo del danno. Inserire il tempo ridotto nella computazione di S altro non serve che a *shiftare* le curve caratteristiche di danno in riferimento alla temperatura.
Gli *shift factor* vengono ricavati mediante una caratterizzazione viscoelastica lineare del materiale. A seguire la formulazione utile per ricavare il tempo di ridotto e il conseguente aggiornamento dell'equazione (20):

$$t_R = \frac{T}{a_T} \tag{21}$$

$$S = \sum_{i=1}^{N} \left[\frac{DMR}{2}\left(\gamma_{p,i}^{R}\right)^2 (C_{i-1}^{*} - C_i^{*})\right]^{\frac{\alpha}{1+\alpha}} \cdot \left[t_{R_i} - t_{R_{i-1}}\right]^{\frac{1}{1+\alpha}} \tag{22}$$

1.2 Il modello NL-*VECD* di S.Undewood (2015)

Nel tempo il modello *VECD* è stato oggetto di diversi studi. A prescindere da quelli che sono stati riconosciuti come i tre punti cardini del modello (teoria del lavoro potenziale, principio di corrispondenza elastico-viscoelastico, principio di sovrapposizione tempo-temperatura), negli anni si sono viste varie estensioni concentrate per lo più sui criteri di rottura, sulla modalità di esecuzione delle prove reologiche e sui materiali testati. Interessante sviluppo del *VECD* standard è stato offerto da Underwood; quest'ultimo ha in un primo tempo sviluppato un *continuum damage model* semplificato (2010) in cui si riconciliano le varie approssimazioni fatte nelle precedenti trattazioni, per poi approdare a un *non linear continuum damage model* in cui il modello standard viene raffinato includendo lo studio degli effetti non lineari sul danno.
I leganti e i mastici bituminosi si comportano come materiali viscoelastici lineari solo per alcuni livelli di deformazione. Per tenere conto degli effetti non lineari si è utilizzato il metodo analitico basato su una funzione non lineare a integrale singolo dove, a dispetto dell'equazione (3), si vanno a inserire dei coefficienti di non linearità h_1 e h_2:

$$\tau(t'_r) = h_1 \int_0^{t'_r} G(t'_r - \xi) \frac{d(h_2\gamma)}{d\xi} d\xi \tag{23}$$

Si definisce inoltre un nuovo tempo ridotto, dipendente dalla deformazione per mezzo dello *strain shift factor* a_γ.

$$t'_r = \frac{t}{a_T a_\gamma} \tag{24}$$

Dallo studio realizzato si è visto che i termini h_1, h_2, e a_γ seguono funzioni esponenziali dell'ampiezza della deformazione. Questo risultato è fenomenologico, così come lo è la tendenza ad avere più di una risposta non

lineare con aumenti dei livelli di deformazione all'aumentare della concentrazione di particelle.
L'equazione (23), nonostante si possa considerare 1-D, fornisce una soluzione razionale e termodinamicamente ammissibile. Essa, infatti, non prevede le tensioni normali dovute al taglio. Esistono formulazioni generalizzate al caso 3-D per descrivere la non linearità con un miglior grado di accuratezza.
La stessa formula può essere semplificata per il caso di carico sinusoidale in regime stazionario. Questa ipotesi si può ritenere verificata per le prove e i protocolli previsti nel modello proposto da Underwood:

$$\tau(\omega_r) = h_1 \times G^*(\omega_r')[\gamma_e(\omega_r)] \tag{25}$$

Nell'equazione sopra riportata γ_e è la deformazione effettiva durante il ciclo, mentre ω_r' è la frequenza ridotta dipendente dalla frequenza attuale e dalla deformazione per mezzo dello *shift factor*:

$$\omega_r' = \omega_r \times a_\gamma = (\omega \times a_T) \times a_\gamma \tag{26}$$

Per descrivere il processo di danneggiamento viene ancora una volta utilizzata la teoria del lavoro potenziale di Schapery. La definizione della pseudo deformazione, nel caso di studio non lineare, include il tempo ridotto (funzione degli shift factor a_T e a_γ) e i coefficienti di non linearità h_1 e h_2:

$$\gamma^R = \frac{h_1}{G_R} \int_0^{t_r'} G(t_r' - \xi) \frac{d(h_2\gamma)}{d\xi} d\xi \tag{27}$$

Il calcolo della pseudo deformazione nel dominio del tempo può essere semplificato rispetto all'equazione (27) utilizzando una variabile di stato interna associata alla funzione di rilassamento:

$$\eta_i^n = G_i \int_0^{(t_r')^n} e^{-\frac{\left[(t_r')^n - \xi\right]}{\lambda_i}} \dot{f}(\xi) d\xi \tag{28}$$

Adesso è possibile riscrivere l'equazione per il calcolo della pseudo deformazione totale:

$$(\gamma^R)^n = \frac{h_1}{G_R} \sum_{i=1}^{m} G_i \eta_i^n \tag{29}$$

La variabile n rappresenta il *time-step* alla quale si considera la pseudo deformazione.
In caso di danneggiamento per fatica, è di fondamentale importanza l'ampiezza della risposta della pseudo deformazione a una variazione sinusoidale della deformazione. L'equazione (27) può quindi essere semplificata considerando che la pseudo-deformazione raggiunga lo stato stazionario:

$$(\gamma_{PP}^R)_i = \frac{h_1}{G_R} \left[\left(\gamma_{0,PP}\right)_i\right] |G^*| \, (\omega_r') \tag{30}$$

Il pedice $_{pp}$ indica il valore della deformazione da picco a picco. La formula si riferisce all'i-esimo ciclo di carico.
Il danno, come già specificato, viene determinato mediante la teoria del lavoro potenziale di Schapery generalizzata per condizioni di carico tridimensionali. La legge sull'evoluzione del danno può essere scritta in forma discreta aggiornando l'equazione (17) tenendo conto delle considerazioni fatte sul tempo ridotto:

$$\frac{dS}{dt_r'} = \left(-\frac{1}{2}(\gamma^R)^2 \frac{dC}{dS}\right)^{\alpha} \tag{31}$$

A partire dall'equazione (31) si potrebbe arrivare a scrivere una funzione che permetta di valutare il danno ad ogni passo temporale e per qualsiasi storia di carico. Questo risulta complicato per fenomeni di fatica ciclica, per via dell'elevato numero di *time-steps*. Inoltre, si può osservare sperimentalmente che dopo i primi cicli si tende allo stato stazionario.
Se, invece, ci si focalizza sul singolo ciclo di carico, si può valutare la quantità di danno che si genera:

$$\Delta S = \int_{t_{r,ini}'}^{t_{r,final}'} \left(-\frac{1}{2}(\gamma^R)^2 \frac{dC}{dS}\right)^{\alpha} \, dt_r' \tag{32}$$

Per una configurazione di carico ciclica, si può pensare di scrivere la pseudo-deformazione come segue:

$$\gamma^R(t_r') = \gamma_{pp}^R \frac{\sin(\omega_r t_r')}{2} = \gamma_{pp}^R f(t_r') \tag{33}$$

Nell'equazione (34) viene introdotta una funzione di danno che tiene conto del fatto che esistono deformazioni allo stato stazionario. Questa ipotesi semplifica la computazione tuttavia non è ciò che avviene sempre in realtà, e per questo si introduce un fattore correttivo B_1:

$$\Delta S = \left(-\frac{1}{2}\left(\gamma_{pp}^R\right)^2 \frac{dC^*}{dS}\right)^\alpha (t_{r,final}' - t_{r,ini}') \times B_1 \tag{34}$$

Il processo di fatica progredisce con l'accumulo costante di danno sotto carichi ripetuti, quindi il danno incrementale che si verifica durante un singolo ciclo è relativamente piccolo e di conseguenza C^* è molto simile a C per l'intero ciclo. Non si può ammettere che la crescita del danno durante il ciclo sia esattamente pari a zero, altrimenti il modello non sarebbe in grado di prevedere la crescita del danno. Un'ipotesi che, invece, si può fare è che il tasso di variazione della pseudo-rigidezza rispetto al danno sia costante durante il singolo ciclo. Con questa approssimazione si semplifica l'equazione (32):

$$\Delta S = \left(\frac{dC}{dS}\right)^\alpha \left[\int_{t_{r,ini}'}^{t_{r,final}'} \left(-\frac{1}{2}(\gamma^R)^2\right)^\alpha dt_r'\right] \tag{35}$$

Ponendo uguali le equazioni (34) e (35), sostituendo l'equazione (33) per la storia di pseudo deformazione, e ipotizzando $C^* = C$, si ricava la seguente relazione:

$$\Delta S = \left(-\frac{1}{2}\left(\gamma_{pp}^R\right)^2\right)^\alpha \int_{t_{r,ini}'}^{t_{r,final}'} \left(f(t_r')\right)^{2\alpha} dt_r' = \left(-\frac{1}{2}\left(\gamma_{pp}^R\right)^2\right)^\alpha (t_{r,final}' - t_{r,ini}') \times B_1 \tag{36}$$

Si può risolvere l'equazione (36) esplicitando il coefficiente correttivo B_1.

$$B_1 = \frac{1}{(t'_{r,final} - t'_{r,ini})} \int_{t'_{r,ini}}^{t'_{r,final}} \left(f(t'_r)\right)^{2\alpha} dt'_r = f_r \int_{t'_{r,ini}}^{t'_{r,final}} \left(f(t'_r)\right)^{2\alpha} dt'_r \tag{37}$$

Occorre sottolineare che i passaggi precedenti sono stati sviluppati sulla base di due importanti assunzioni:

- tasso di danno costante durante un singolo ciclo di carico;
- esistenza di deformazioni in condizioni stazionarie.

Nello studio proposto da Underwood sono stati analizzati i comportamenti a fatica di diversi leganti e mastici bituminosi. Lo studio ha confermato le veridicità delle ipotesi sopra elencate tranne che per i primi cicli di caricamento, dove si deve necessariamente usare una formulazione per il danno dipendente dal tempo. Per le considerazioni fatte si può pensare a una modello di danno a tratti:

$$C = \begin{cases} C = \frac{\tau}{\gamma^R \times DMR} & per\ t'_r \leq t'_{rp} \\ C^* = \frac{\tau_{pp}}{\gamma^R_{pp} \times DMR} & per\ t'_r > t'_{rp} \end{cases} \tag{38}$$

$$\gamma^R = \begin{cases} \gamma^R = \frac{h_1}{G_R} \int_0^{t'_r} G\ (t'_r - \xi) \frac{d(h_2 \gamma)}{d\xi} d\xi & per\ t'_r \leq t'_{rp} \\ (\gamma^R_{pp})_i = \frac{h_1}{G_R} \left[\left(\gamma_{pp}\right)_i \right] |G^*|\ (\omega'_r) & per\ t'_r > t'_{rp} \end{cases} \tag{39}$$

$$\Delta S = \begin{cases} \left(-\frac{1}{2} \left(\gamma^R_{j+1}\right)^2 \left(C_{j+1} - C_j\right) \right)^{\frac{\alpha}{1+\alpha}} \left(t'^{(j+1)}_r - t'^{(j)}_r \right)^{\frac{1}{1+\alpha}} & per\ t'_r \leq t'_{rp} \\ \left(-\frac{1}{2} \left(\gamma^R_{pp}\right)^2 \left(C_{i+N} - C_i\right) \right)^{\frac{\alpha}{1+\alpha}} \left(t'_{rp} \times N\right)^{\frac{1}{1+\alpha}} \times B_1 & per\ t'_r > t'_{rp} \end{cases} \tag{40}$$

Noti i valori incrementali, è possibile sommare i valori per calcolare un S totale da rapportare con il modulo pseudo secante C.

2 STATO DELL'ARTE

Nel presente capitolo si descriveranno alcuni studi che, negli ultimi anni, hanno cercato di affrontare il danneggiamento a fatica o comunque di approfondire determinati aspetti legati alla vita a fatica dei leganti e dei conglomerati bituminosi. Alcuni modelli sono, almeno in parte, basati sul modello VECD, mentre altri seguono percorsi alternativi. Comune denominatore dei modelli proposti è quello di usare una legge non lineare per il danno provocato dalla fatica.

2.1 Non linearità del materiale nell'analisi di leganti bituminosi

In questa trattazione, proposta da Farinaz Safaei e Cassie Castorena nel 2017, si tiene conto della non linearità del materiale nella valutazione del danno. La maggior parte delle analisi fatte utilizzando i protocolli previsti dal modello VECD (*Viscoelastic Continuum Damage Model)*, trascura gli effetti della non linearità del materiale e attribuisce tutta la perdita di integrità del materiale a una forma semplificata di danneggiamento. Il metodo descritto a seguire prevede di valutare analiticamente il modulo di taglio dinamico non lineare, a partire dalla modellazione mediante il *continuum damage model* e, in particolare, dai risultati delle prove LAS (*linear amplitude sweep)*. Lo scopo è quello di migliorare le previsioni sulla vita a fatica dei leganti bituminosi utilizzando un modello VECD non lineare e, allo stesso tempo, quello di sviluppare un metodo per separare la non linearità dal danno nelle prove LAS.

Generalmente, la prestazione a fatica dei leganti bituminosi è descritta dal parametro $|G^*|sin\delta$. Quest'ultimo non è indicativo della reale resistenza al danno da fatica in quanto è misurato per piccoli livelli di deformazioni e nel range di comportamento viscoelastico lineare. Inoltre, con una misurazione a punto singolo non si riesce a catturare la dipendenza dell'accumulo di danni da fatica dalle condizioni di traffico e dalle condizioni climatiche.

Il metodo proposto da Safei e Castorena ripercorre per intero il modello VECD, già visto nel capitolo precedente, e ne fornisce una versione più precisa, che tiene conto della non linearità del materiale per il calcolo del danneggiamento. A

partire dall'equazione 26, si ricorda che il modulo $C^*(S)$ assume valore unitario quando il materiale non risulta danneggiato. All'aumentare del danno, invece, il modulo $C^*(S)$ decresce come conseguenza della diminuzione della risposta allo stress τ_{pp}. Tuttavia, la risposta allo stress può anche diminuire per la non linearità del materiale. Per includere questo aspetto nell'analisi VECD viene proposto di utilizzare un modulo $|G^*|_{NLVE}$ in luogo di $|G^*|_{LVE}$. La trattazione non prevede, invece, di valutare un angolo di fase non lineare in quanto quest'ultimo non rientra nella formulazione analitica che conduce alla valutazione del danneggiamento. Con queste ipotesi, e per il generico ciclo di carico i, si ottiene l'equazione:

$$\gamma^R_{pNLVE\ (cycle\ i)} = \frac{1}{G_R}\left(\gamma_{p\ (cycle\ i)}\ |G^*|_{NLVE\ (\gamma)}\right) \tag{41}$$

Adesso è possibile valutare la variabile di stato interna, che rappresenta il danno, mediante le formulazioni (40), e procedere con la definizione delle curve caratteristiche del danno così come descritto nel capitolo 1.

Per tenere conto della non linearità del danno bisogna eseguire delle prove *repeated stress sweep,* il cui scopo e quello di ricavare $|G^*|_{RSS}$ e δ_{RSS}. Quest'ultime grandezze variano in funzione del livello di deformazione applicato e quindi risulta impropria la nomenclatura utilizzata. Nonostante ciò si utilizza questa notazione per far capire che le caratteristiche viscoelastiche non lineari sono state valutate come fatto per quelle lineari.

Per consentire l'isolamento della non linearità del danno è necessario che i valori di $|G^*|$ si stabilizzino dopo la ripetizione dei blocchi. È stato osservato che il test RSS può essere utilizzato solo per determinare il valore di $|G^*|_{NLVE}$ con ampiezze di deformazioni relativamente basse (approssimativamente fino al 5%) in quanto il danneggiamento avanza a un ritmo relativamente lento che, quindi, consente la caratterizzazione oltre i tipici range delle ampiezze delle deformazioni. Si riportano i risultati, in termini di $|G^*|_{NLVE}$, per diversi leganti bituminosi studiati da Safaei e Castorena.

Un'altra modalità di prova che può essere eseguita per risalire al modulo e all'angolo di fase del materiale è l'*incremental stress sweep; q*uesta volta la prova prevede l'applicazione di una tensione crescente.

I risultati ottenuti con le prove *repeated stress sweep* e quelli ottenuti con le *incremental stress sweep,* indicano che $|G^*|$ diminuisce di circa il 15% dal rispettivo valore corrispondente al campo viscoelastico lineare a causa della non linearità del materiale.
Confrontando i risultati delle prove ISS e RSS si nota che i valori ottenuti per i moduli non lineari sono confrontabili, ma le prove ISS conducono a valori di moduli leggermente più bassi. Questo può essere attribuito all'ipotesi, non necessariamente realistica, che il danno non si accumula se il valore di modulo $|G^*|$ misurato non cambia all'aumentare del numero di cicli. Per questa ragione si preferisce utilizzare dei test RSS per valutare il modulo $|G^*|_{NLVE}$.
L'efficacia di questo approccio, che si può identificare come un *non-linear* VECD, la si può percepire dal confronto tra le curve caratteristiche di danneggiamento rispetto all'applicazione del modello convenzionale (che non tiene conto della non linearità del materiale).
Dai risultati ottenuti da Safaei e Castorena si nota che le curve caratteristiche di danno LVE stanno al di sotto rispetto alle curve NLVE e questo dimostra l'importanza di considerare la non linearità viscoelastica del materiale durante l'applicazione del VECD.

2.2 Vita a fatica dei conglomerati bituminosi: teoria del danno non lineare

In questo studio, pubblicato nel 2017 da Xuedong, Mingzhi, Wenting, kaixuan e Jilu, si valuta il danno prodotto dalla fatica nei conglomerati bituminosi. Il metodo proposto percorre un'altra via rispetto al VECD. La soluzione analitica, questa volta, è ricavata utilizzando un *nonlinear cumulative damage model* e, in particolare, utilizzando un modello schematico composto da una trave semplicemente appoggiata con un carico in mezzeria.

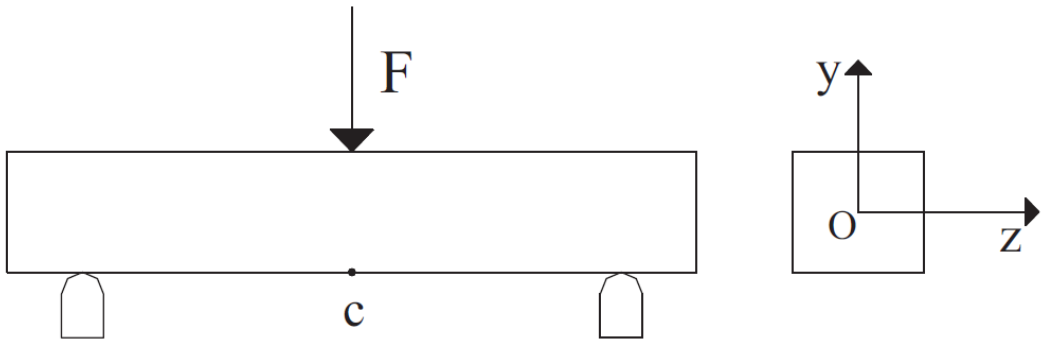

FIGURA 4: MODELLO DI TRAVE IN APPOGGIO (XUEDONG, MINGZHI, WENTING, KAIXUAN, & JILU, 2017)

L'analisi del processo di fatica sui conglomerati bituminosi può essere divisa in due stages: la formazione delle fessure e lo sviluppo delle stesse. Il tutto si conclude con la rottura per fatica del conglomerato. Il *cumulative damage model* di Chaboche (1988) viene utilizzato per studiare lo stage relativo alla formazione delle fessure, mentre per la fase di sviluppo delle fessure e rottura per fatica si utilizza la meccanica della frattura. Di fondamentale importanza si rivela la legge di Paris per la determinazione dell'incremento della lunghezza delle fessure in funzione della concentrazione degli sforzi.
Il modello di Chaboche che permette di studiare la formazione delle fessure può essere espresso come:

$$\frac{dD}{dN} = a^* \left(\frac{\sigma}{1-D}\right)^p (1-D)^{-q} \tag{42}$$

dove p e q sono dei parametri del materiale, D è il grado di danneggiamento, σ è la tensione generalizzata, a^* è il parametro dipendente dal rapporto di stress e dalle proprietà del materiale analizzato. La soluzione analitica dell'equazione (44) è riportata a seguire.

$$a^* \sigma_{a0}^p N_{cr} = \frac{1}{p+q+1} \tag{43}$$

La tensione σ_{a0}^p è riferita alla condizione iniziale non danneggiata, mentre N_{cr} è il *fatigue crack forming life* e indica il ciclo al quale sopraggiunge la fessurazione da fatica nel materiale.

Come riportato sopra, per la fase di sviluppo della fessura, si utilizza la formula di Paris*:*

$$\frac{da}{dN} = A(\Delta K)^n \tag{44}$$

Con a che rappresenta la lunghezza della fessura, N il ciclo di carico, K lo *stress intensity factor*, A e n i parametri relativi al materiale.
Per tenere conto della non linearità nella stima del danneggiamento e quindi meglio descrivere le caratteristiche di espansione delle microfessure, nel 1979 Haddad ha introdotto un fattore a_s denominato *crack length influential factor*. Quest'ultimo entra in gioco nella stima del termine ΔK e di conseguenza nella formula di Paris.
Integrando l'equazione (46) si ottiene la *fatigue crack developing life* N_p:

$$N_p = \lim_{a_0 \to 0} \int_{a_0}^{a_c'} \frac{da}{A\left(\gamma\, d\sigma \sqrt{\pi(a+a_s)}\right)^n} \tag{45}$$

Nella soluzione sopra riportata si distingue la lunghezza iniziale della fessura a_0 e la lunghezza della fessura dopo la fase di sviluppo a_c'. N_p e N_{cr} coincidono quando la lunghezza iniziale della fessura è nulla.

$$lim_{a_0 \to 0} \int_{a_0}^{a_c} \frac{da}{A\left(\gamma\, \Delta\sigma \sqrt{\pi(a+a_s)}\right)^n} = \frac{1}{a^*}\, \sigma^{-p} \frac{1}{p+q+1} \tag{46}$$

Dividendo l'intervallo di lunghezza delle fessure in più parti e considerando un valore fisso di γ all'interno di ogni intervallo, si giunge alla formulazione:

$$a_s = \left[\frac{A(n\,/2-1)\pi^{\frac{n}{2}}\Delta\sigma^n}{a^*\, \gamma_0^{-n}(p+q+1)\, \sigma_{a0}^p}\right]^{\frac{2}{2-n}} \tag{47}$$

Il parametro a_s è di fondamentale importanza in quanto tiene conto del danno cumulativo non lineare. Il modello che descrive il fenomeno della fatica per tutta la vita del conglomerato bituminoso, e che tiene conto del danno non lineare, può essere ricavato integrando la formula di Paris nell'intervallo $(0, a)$:

$$N_f = \int_0^a \frac{da}{A\left(\gamma\,\Delta\sigma\sqrt{\pi(a+a_s)}\right)^n} = \int_0^a \frac{da}{A\left\{\gamma\,\Delta\sigma\sqrt{\pi\left[a+\left[\frac{A\left(\frac{n}{2}\right)\pi^{\frac{n}{2}}\Delta\sigma^n}{a^*\,\gamma_0^{-n}(p+q+1)\,a^p}\right]^{\frac{2}{2-n}}\right.}\right\}^n} \tag{48}$$

Le prove previste dal metodo sono *flexural-tensile strength test* e test a fatica. Queste sono da realizzarsi a diversa temperatura su un provino di forma prismatica. Dalla contrapposizione tra i rapporti di tensione e la durata della vita a fatica dei conglomerati alle differenti temperature è possibile intuire che all'aumentare della temperatura si ha una riduzione della vita a fatica del campione. Allo stesso tempo se si mantiene la temperatura costante, la durata della vita a fatica del materiale diminuisce all'aumentare del rapporto di stress. I valori dei parametri di danno a fatica a^* e p si ricavano dalla regressione matematica a partire dai dati delle prove. Successivamente si deducono le espressioni della relazione funzionale tra i parametri del danno e la temperatura T. La legge del cambiamento tra la velocità di sviluppo della fessura e l'ampiezza del fattore di intensità dello stress è stata studiata per determinare i parametri A e n nella formula di Paris con un diverso rapporto di stress.

Il modello proposto da Xuedong, Mingzhi, Wenting, kaixuan e Jilu consente quindi di studiare il danneggiamento da fatica di conglomerati bituminosi a partire dallo studio dello sviluppo ed espansione delle fessure all'interno del materiale. La trattazione include anche l'aspetto non lineare nel calcolo del danno mediante il termine a_s. Tale termine va ad aggravare la fase di espansione delle fessure e permette, quindi, di implementare uno studio più preciso che non sottostimi il danno da fatica su conglomerati bituminosi. La bontà dell'utilizzo del termine a_s è stata provata da diversi test eseguiti da Castro e Berretta (2005, 2012).

2.3 Valutazione del danneggiamento non lineare da fatica su pavimentazioni bituminose

Secondo questo approccio, proposto da Rajbongshi e Thongram nel 2016, la fatica causata nelle pavimentazioni bituminose dai carichi veicolari può essere studiata dal punto di vista del degrado. Si tratta di uno studio non lineare in quanto ci si

aspetta che l'incremento di danno in una data pavimentazione flessibile e in una sezione sia diverso per ogni ripetizione nonostante si tratti dello stesso carico.
Nel presente lavoro è stata utilizzata l'equazione di fatica tradizionalmente adottata nelle progettazioni meccanicistiche-empiriche di pavimentazioni. L'approccio proposto vuole stimare lo stesso valore del danno non lineare, indipendentemente dai criteri utilizzati siano essi il numero di ripetizioni del carico, la riduzione della rigidità del bitume, l'aumento della deformazione o la riduzione della vita a fatica.
Il metodo di progettazione meccanicistico-empirico per le pavimentazioni flessibili è molto utilizzato. In tale approccio la vita a fatica N della pavimentazione bituminosa è empiricamente correlata con la deformazione orizzontale critica a trazione ε che si ha nella parte inferiore dello strato bituminoso e con la rigidezza iniziale E del materiale. Rispetto alle tradizionali equazioni a fatica, si tiene conto del fatto che la rigidezza del materiale in una stessa sezione tende a variare in funzione delle ripetizioni dei carichi n. Come conseguenza della variazione del modulo E, anche la deformazione varierà in funzione di n. Tenendo conto di questi aspetti, l'equazione a fatica potrebbe essere scritta come:

$$N(n) = c_1 \times \left[\frac{1}{\varepsilon(n)}\right]^{c_2} \times \left[\frac{1}{E(n)}\right]^{c_3} \tag{49}$$

dove c sono le costanti di regressione.
In una formulazione del genere, ognuna delle variabili presenti può essere usata come parametro di misura del degrado (o della performance) per il calcolo del danno da fatica: la riduzione della rigidità E, l'aumento della deformazione a trazione ε, la riduzione della vita a fatica N, il numero di ripetizioni del carico n.
È pratica comune valutare il danno da fatica mediante il parametro chiamato *fatigue damage index* (D) che è definito come il rapporto tra il deterioramento strutturale causato dall'azione ripetuta del carico, e le condizioni strutturali iniziali. Risulta del tutto equivalente usare un indice di danno o di performance in quanto ogni incremento di danno da fatica δD è proporzionale a un cambiamento di performance δP.

$$D(n) = \frac{1}{\lambda} \int_{P_0}^{P(n)} dP = \frac{P(n)-P_0}{\lambda} \tag{50}$$

$D(n)$ e $P(n)$ sono rispettivamente il *fatigue damage index* e il *performance evaluation parameter* dopo n ripetizioni; $D(n)$ è una funzione monotòna crescente, $P(n)$ monotòna decrescente. Il pedice "o" si riferisce alle condizioni iniziale. λ è una costante di proporzionalità che può essere ricavata dalle condizioni al contorno.
Sostituendo l'espressione di λ:

$$D(n) = \frac{\int_{P_0}^{P(n)} dP}{\int_{P_0}^{P(n=N_0)} dP} = \frac{P(n)-P_0}{P_F-P_0} \tag{51}$$

con $P_F = P(n = N_0)$.
Utilizzando l'equazione (51) per la valutazione del *fatigue damage index* sono stati analizzati quattro differenti casi in cui cambia il parametro di performance tra le quattro grandezze in gioco (numero di ripetizioni del carico, riduzione della rigidità del bitume, aumento della deformazione e riduzione della vita a fatica). Per ogni caso cambiano le condizioni iniziali e quelli finali. Applicando la formula (51) per ciascuno dei quattro casi si ottengono differenti andamenti del danno in funzione delle ripetizioni di carico.
Nell'approccio proposto da Rajbongshi e Thongram l'indice D fornisce una misura di danno indicativa che assume dD/dP come costante e non tiene conto dell'effetto del degrado del materiale nel tasso di danno. Per tale motivo è possibile considerare che il tasso di danno a fatica D^F è direttamente proporzionale al degrado.

$$D^F(n) = \frac{\lambda}{\beta} \int_0^n D(n')dn' \tag{52}$$

$D^F(n)$ è il danno da fatica non lineare dopo n ripetizioni; β è una costante di proporzionalità; n' è la variabile d'integrazione. Ricavando β dalle condizioni al contorno e sostituendola nella (52):

$$D^F(n) = \frac{\int_0^n D(n')dn'}{\int_0^{N_0} D(n')dn'} \tag{53}$$

Si può nuovamente scrivere una legge per ciascuno dei quattro casi precedentemente analizzati. Questa volta i quattro casi sono del tutto comparabili. Per un qualsiasi valore di n il valore predetto di D^F è equivalente per tutti i casi. In generale, $D^F(n)$ aumenta in maniera non lineare al crescere di n. Il comportamento non lineare è dovuto al fatto che più il materiale è degradato e più diventa sensibile al numero di ripetizioni del carico.

Adesso che i quattro casi restituiscono risultati molto simili è possibile utilizzare la legge in cui n è il parametro di performance in quanto risulta essere la più semplice ma comunque attendibile.

È fondamentale sapere che la valutazione del danno nelle pavimentazioni bituminose è altamente incerta a causa dell'elevata variabilità dei parametri, delle semplificazioni attuate e delle leggi di natura empirica utilizzate. Per queste ragioni è sempre preferibile utilizzare approcci probabilistici per la valutazione del danno.

3 PROGRAMMA SPERIMENTALE

3.1 Materiali

Il bitume è una sostanza di colore bruno o nerastro che si ottiene dalla lavorazione del petrolio grezzo. Chimicamente è una combinazione complessa di composti organici, con prevalenza di idrocarburi ad alto peso molecolare e alto valore del rapporto C/H. La differente provenienza del greggio, nonché le svariate metodologie per la raffinazione, rendono le caratteristiche dei bitumi fortemente aleatorie. Le prestazioni in opera di un legante dipendono direttamente dalle proprietà fisiche e reologiche del materiale, le quali a loro volta dipendono dalla composizione chimica e strutturale del bitume.
La complessità dell'analisi chimica del bitume risiede nella sua composizione interna. Gli idrocarburi che compongono il petrolio si possono suddividere a seconda del tipo di catene in essi prevalenti:

- Paraffini (alcani): questi idrocarburi sono detti anche saturi in quanto le loro molecole sono incapaci di incorporare altri atomi di idrogeno dal momento che la natura dei loro legami è di tipo semplice. Hanno una forma a catena aperta (aciclici) lineare o ramificata; sono gli idrocarburi più comuni presenti nel petrolio.
- Nafteni (cicloalcani): idrocarburi saturi a catena chiusa (ciclici);
- Aromatici: idrocarburi insaturi a catena chiusa che generalmente costituiscono solo una piccola percentuale dei petroli;
- Resine e Asfalteni: sono chiamati anche composti NSO poiché nella molecola sono presenti uno o più eteroatomi, ossia atomi diversi dal carbonio e dall'idrogeno, e solitamente sono Azoto (N), Zolfo (S) o Ossigeno (O).

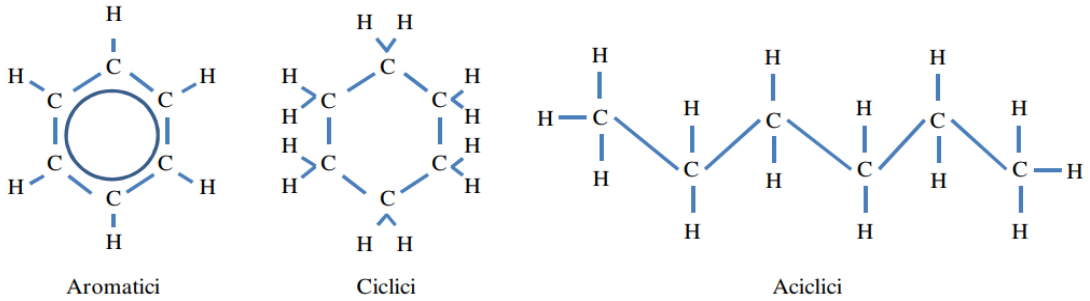

FIGURA 5: STRUTTURA DEGLI IDROCARBURI (PETRETTO, 2012)

Il modello ancora oggi utilizzato per descrivere le proprietà fisico-chimiche dei bitumi è quello "Colloidale" proposto inizialmente da Nellensteyn (1924) e sviluppato poi da Pfeiffer (1940).

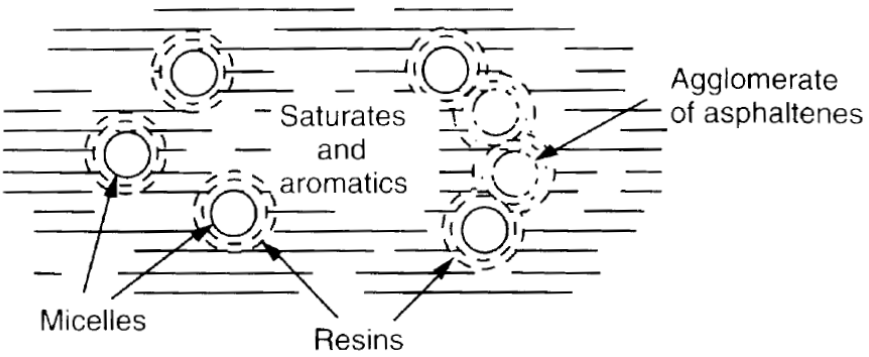

FIGURA 6: MODELLO COLLOIDALE DI NELLENSTEYN 1924 (BAGLIERI & RIVIERA, 2017-2018)

Tale modello spiega le differenze delle proprietà reologiche tra quelli che vengono chiamati sistemi "Sol" e i sistemi "Gel". Nei sistemi "Sol" le resine sono presenti in quantità tali da mantenere gli asfalteni in uno stato altamente disperso nella fase oleosa cosicché il materiale può considerarsi, schematicamente, come una dispersione di sfere indeformabili in un liquido perfettamente viscoso; questo comportamento viene definito come newtoniano. Nei sistemi "Gel" le resine non sono molto efficaci nella peptizzazione degli asfalteni, che quindi tendono a reticolare fra loro con conseguente separazione delle fasi; questo comportamento viene definito come non newtoniano.

I rapporti quantitativi tra i vari componenti possono essere determinati mediante metodi di frazionamento meno complessi rispetto ad un'analisi chimica

dettagliata. Tali metodi consentono di dividere il bitume in pochi gruppi di molecole aventi proprietà simili e che possono essere inquadrati nella schematizzazione colloidale. La classificazione dei costituenti del bitume da origine al nome SARA, acronimo di Saturi – Aromatici – Resine – Asfalteni.
Il lavoro svolto in questa trattazione sviluppa e conclude un'attività già avviata in precedenza (Reginatto, 2018). I quattro materiali oggetto di studio, denominati con le lettere A, B, C e D, sono leganti bituminosi di differente origine, composizione chimica e caratteristiche tenso-deformative. Due leganti (A e B) sono stati reperiti in Italia, mentre i restanti due (C e D) sono di provenienza statunitense. I bitumi vergini sono stati sottoposti a un processo di invecchiamento (vedi §3.2.1) e identificati nel presente studio affiancando ai suddetti nomi l'acronimo PAV (A PAV, B PAV, C PAV e D PAV).
Al fine di classificare i materiali sulla base della loro composizione chimica è stata condotta in via preliminare un'analisi di frazionamento denominata S.A.R.A. (vedi §3.2.2) sui leganti bituminosi allo stato vergine e invecchiato. Successivamente, i materiali oggetto di studio sono stati sottoposti a specifiche prove al fine di caratterizzare la loro prestazione a fatica tenendo conto di effetti non lineari (vedi §3.2.3).

3.2 Strumentazione e prove realizzate

3.2.1 *Pressure Aging Vessel* test

La prima fase del presente lavoro ha previsto l'invecchiamento "a lungo termine" di una parte dei bitumi vergini. Questo è stato possibile mediante strumentazione PAV.
Con il *Pressure Aging Vessel test* si vuole simulare l'invecchiamento a lungo termine, cioè quello che il bitume subisce nei primi 7-10 anni di vita dopo la posa in opera. Un bitume sottoposto al PAV deve essere stato, preliminarmente, invecchiato a breve termine mediante *Rolling Thin-Film Oven test*. Per l'esecuzione del test il bitume è stato sistemato negli appositi piattini porta-campione (50 ± 0,5 g) e poi immesso nella camera principale.

FIGURA 7: PIATTINO PORTA-CAMPIONE (TURNER, AGE THE BINDER PROPERLY FOR TESTING)

FIGURA 8: CESTELLO DA POSARE NELLA CAMERA PRINCIPALE

Il test dura 20 ore e i campioni sono costantemente sottoposti ad una pressione di 2100 ± 100 KPa ed a una temperatura di 90, 100 o 110 °C, in funzione della massima temperatura di progetto della pavimentazione (UNI EN 14769). Per il caso oggetto di studio è stata utilizzata una temperatura media di 100°C in quanto non si hanno applicazioni pratiche di questo bitume in sito.

FIGURA 9: PRESSURE AGING VESSEL

La prova restituisce dei bitumi ricchi di bolle d'aria a causa della pressione che agisce costantemente per le 20 ore in cui viene effettuato il test. Proprio per questo, i bitumi sono stati successivamente degassati secondo le modalità previste dalle norme EN 14769 e AASHTO R28:

- 30 minuti di durata;
- 170°C di temperatura;
- 15±1 kPa di pressione assoluta per realizzare il vuoto.

3.2.2 Analisi S.A.R.A. e cenni sulla struttura chimica del bitume

L'operazione preliminare comune ai vari tipi di tecniche cromatografiche è la separazione mediante precipitazione in un solvente paraffinico non polare dei componenti maggiormente polari e meno solubili, detti Asfalteni. La soluzione ottenuta viene successivamente introdotta in una colonna cromatografica nella quale i componenti vengono prima adsorbiti dal supporto e poi desorbiti usando solventi di crescente polarità che consentono di isolare frazioni di polarità via via crescente: i saturi, gli aromatici e le resine. Le varie tecniche si differenziano tra

loro, oltre che per i solventi impiegati, per il tipo di supporto poroso e per la tecnica di valutazione della quantità relativa di ciascuna frazione.
La metodologia di prova utilizzata nella presente trattazione è, in particolare, la cromatografia su strato sottile con fiamma ionizzante. Il metodo si basa sulla diversa ripartizione di sostanze differenti tra una fase stazionaria ed una fase mobile, in funzione dell'affinità di ogni sostanza con esse. Inizialmente la separazione dei Malteni in Saturi, Aromatici e Resine avviene mediante eluizioni rispettivamente in: Esano, Toluene e miscela di Diclorometano e Metanolo con un rapporto di 95/5.

FIGURA 10: IATROSCAN MK-6

Successivamente è stata utilizzata una macchina *IATROSCAN MK-6,* mostrata in *Figura 9*, che combina la tecnica della cromatografia su strato sottile (*Thin Layer Chromatography*) con un rivelatore a ionizzazione di fiamma (*Flame Ionization Detector*).
Nella tecnica TLC c'è una fase stazionaria, una fase mobile e il campione. La fase stazionaria è una barra di quarzo a strato sottile, chiamata "*Chromarod*", rivestita di materiale adsorbente, come la silice. Questa viene posta sul bordo in un contenitore con il solvente di sviluppo, che rappresenta la fase mobile, e che può percorrere la lunghezza dell'asta per azione di capillarità. Il solvente può

raggiungere il livello desiderato e quindi, dopo l'evaporazione del solvente, le varie frazioni sono visibili. Il rilevamento delle frazioni viene eseguito mediante FID. La fiamma di idrogeno brucia le *rods* e i composti di carbonio individuati su di esso, producendo così ioni. Il rilevamento degli ioni viene effettuato mediante due elettrodi che forniscono una differenza di potenziale. L'elettrodo positivo agisce anche come testa dell'ugello dove viene prodotta la fiamma; l'elettrodo negativo è sopra la fiamma. La corrente è indotta dagli ioni che sono attratti dal raccoglitore sopra la fiamma. Questa corrente viene infine misurata con un amperometro e vengono visualizzati i dati risultanti come percentuali di ogni frazione.

3.2.3 Prove al DSR

Per studiare il danneggiamento a fatica dei leganti bituminosi sono state eseguite delle prove in regime oscillatorio mediante l'impiego del reometro rotazionale *MCR 302* prodotto dalla casa *Anton Paar*.

FIGURA 11: REOMETRO MCR 302

Questi strumenti applicano delle azioni mediante l'utilizzo di differenti geometrie di sistemi di misura interscambiabili a seconda della prova da eseguire e del tipo di materiale da testare. La parte inferiore è fissa, mentre la parte superiore è

mobile e impartisce le sollecitazioni. Quest'ultima è composta da un motore sincrono EC, disposto su cuscinetti ad aria e da un encoder ottico. Il motore è costituito da un rotore (provvisto di magneti permanenti) e da uno statore, dove sono presenti delle bobine con polarità opposta così da produrre poli magnetici. I magneti del rotore e le bobine dello statore si attraggono e producono un flusso rotante di corrente nella bobina che provoca il movimento (privo di attrito) del rotore. La coppia del motore è impostabile e misurabile grazie alla corrente in ingresso alle bobine dello statore. L'encoder ottico ad alta risoluzione permette la misura e il controllo delle deflessioni angolari. A supporto del motore ci sono due cuscinetti ad aria: uno è un cuscinetto radiale che centra e stabilizza l'albero, l'altro è un cuscinetto assiale e supporta il peso delle parti rotanti. Integrato nel cuscinetto ad aria c'è un sensore di forza normale ad elevate sensibilità e velocità di campionamento. Quest'ultimo consente misure della forza normale durante prove in regime transitorio e stazionario. Il sensore utilizza un metodo basato sulla capacità elettrica, convertendo piccole deflessioni nel cuscinetto ad aria nella equivalente forza normale.

La parte inferiore è fissa ed è composta da elementi di controllo meccanico ed elettrico. È presente un elemento di controllo della temperatura che permette di riscaldare o raffreddare il sistema con distribuzione termica uniforme. Il sistema di misurazione è completato da una cappa che consente una temperatura uniforme durante le prove. L'intera macchina è, inoltre, collegata a un sistema di circolazione d'acqua per favorire il raffreddamento dello strumento.

I sistemi più utilizzati nel campo dei leganti bituminosi sono il sistema piatto-piatto e piatto-cono.

Per il presente lavoro di tesi si è utilizzato il sistema piatto-piatto composto da due piatti con diametro pari a 8 mm disposti in maniera parallela tra di loro e con un gap di 2 mm (funzione della dimensione dei piatti) sede del bitume da testare.

FIGURA 12: SCHEMA SISTEMA PIATTO-PIATTO

Nel caso specifico del sistema piatto-piatto di raggio R e altezza h si impone una torsione M al piatto superiore mentre quello inferiore rimane fisso, e ciò genera una tensione tangenziale media all'interno del campione che misurata al valore massimo di R è pari a:

$$\tau = \frac{3M}{\pi R^3} \tag{54}$$

A questa tensione corrisponde una deformazione γ non uniforme all'interno del materiale:

$$\gamma = \frac{\varphi R}{h} \tag{55}$$

dove φ rappresenta la velocità angolare della parte superiore.

Al fine di performare le prove con il DSR, una piccola quantità di bitume pari a 0.220 g è stata prelevata dai contenitori di alluminio, ove il materiale era stoccato, e posizionata all'interno del cassero in silicone. Al fine di preformare opportunatamente il campione per il test (Fig. 13), il materiale è stato successivamente sottoposto a:

- 10 minuti in forno a 150 °C;
- 5 minuti alla temperatura ambiente di 21 °C;
- 3 minuti in freezer a -6°C.

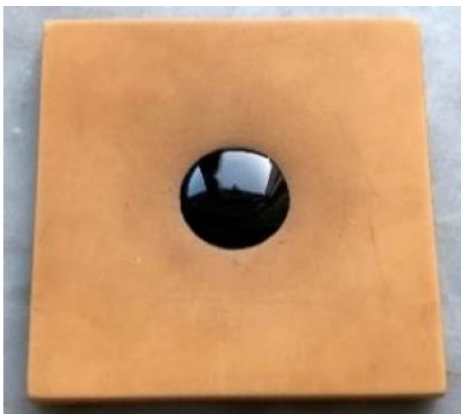

FIGURA 13: CASSERO IN SILICONE CON BITUME DOPO IL TRATTAMENTO IN FORNO

Il campione è stato posto tra i due piatti del reometro, i quali sono stati preventivamente riscaldati al fine di garantire un'efficace adesione tra di essi e il materiale.

In seguito, il piatto superiore è stato abbassato fino al raggiungimento di un gap pari a 2.1 mm e il materiale in eccesso (Fig. 14) è stato rimosso tramite un'operazione di rasatura (Fig. 15). Al termine di quest'ultima fase, il gap è stato ridotto fino al raggiungimento di 2 mm, procedendo quindi con le diverse prove previste dalla sperimentazione.

Le prove eseguite al reometro rotazionale, e descritte nei paragrafi successivi, sono le seguenti:

- *Amplitude sweep test;*
- *Frequency sweep test;*
- *Multiple strain sweep test;*
- *Time sweep test.*

FIGURA 14: CAMPIONE POSIZIONATO TRA I PIATTI CON GAP PARI A 2.1 MM

FIGURA 15: CAMPIONE DOPO LA RASATURA

3.2.3.1 Amplitude sweep test

Il test in scansione di deformazione (*amplitude sweep)* è la tipologia di prova preliminare al fine di individuare il range di deformazioni in cui il legante bituminoso esibisce un comportamento viscoelastico lineare, cioè il range nel quale il materiale non subisce danneggiamento. Tale prova è propedeutica per la successiva caratterizzazione dei materiali in campo viscoelastico lineare, in quanto definisce i livelli di deformazioni da applicare alle successive prove *frequency sweep*.

Durante la prova, il materiale è sottoposto a un livello di deformazione crescente mantenendo costante la temperatura e la frequenza di carico.

In *Figura 16* si riporta una tipica rappresentazione dei risultati ottenuti tramite la suddetta prova e si osserva che alle basse deformazioni, i valori del modulo elastico G' e della componente viscosa G'' risultano costanti, indice di assenza di danneggiamento. I limiti, in termini di deformazioni, che rispecchiano questo comportamento sono denominati limiti di linearità e definiscono la regione viscoelastica lineare (LVE) del materiale. Successivamente, si entra in una regione non lineare, seguita dal danneggiamento che conduce infine il materiale a rottura.

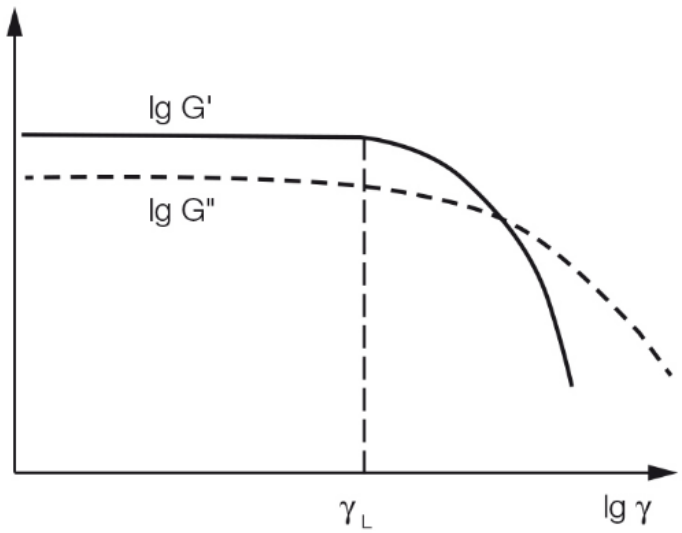

FIGURA 16: RANGE VISCOELASTICO LINEARE

Nel presente lavoro di tesi, rispetto a quella che è la teoria appena descritta, si è definita la regione LVE scartando una prima parte in cui era presente troppo rumore e includendo un tratto della parte di curva decrescente sino al punto in cui il valore del modulo complesso è pari al 95% del valore del modulo iniziale (vedi §4.2).

Coerentemente con lo studio proseguito (Reginatto, 2018) si sono indagate le seguenti configurazioni di prova:

- $T = 4°C;\ \omega = 100\frac{rad}{s};\ \gamma_{min} = 0.0001\%;\ \gamma_{max} = 10\%;$
- $T = 15°C;\ \omega = 100\frac{rad}{s};\ \gamma_{min} = 0.001\%;\ \gamma_{max} = 100\%;$
- $T = 15°C;\ \omega = 1\frac{rad}{s};\ \gamma_{min} = 0.001\%;\ \gamma_{max} = 100\%;$
- $T = 34°C;\ \omega = 1\frac{rad}{s};\ \gamma_{min} = 0.001\%;\ \gamma_{max} = 100\%.$

3.2.3.2 *Frequency sweep test*

Il test in scansione di frequenza permette di ricavare l'andamento della norma del modulo complesso in funzione della frequenza, tramite il quale è possibile costruire le curve maestre del bitume.
Il test caratterizza il comportamento del materiale in campo viscoelastico lineare indagando una finestra di frequenze, a differenti temperature, e mantenendo costante l'ampiezza della deformazione. Le temperature indagate sono: 4°C, 10°C, 16°C, 22°C, 28°C e 34°C.

3.2.3.3 *Multiple strain sweep test*

La prova denominata *Multiple strain sweep test* permette di discriminare la non linearità del materiale dal danneggiamento.
Il test ha caratteristiche simili a una prova *amplitude sweep*. Questa volta si hanno tre diversi gruppi di carico con deformazione incrementale, ciascuno dei quali composto da tre blocchi (*Fig. 17*).

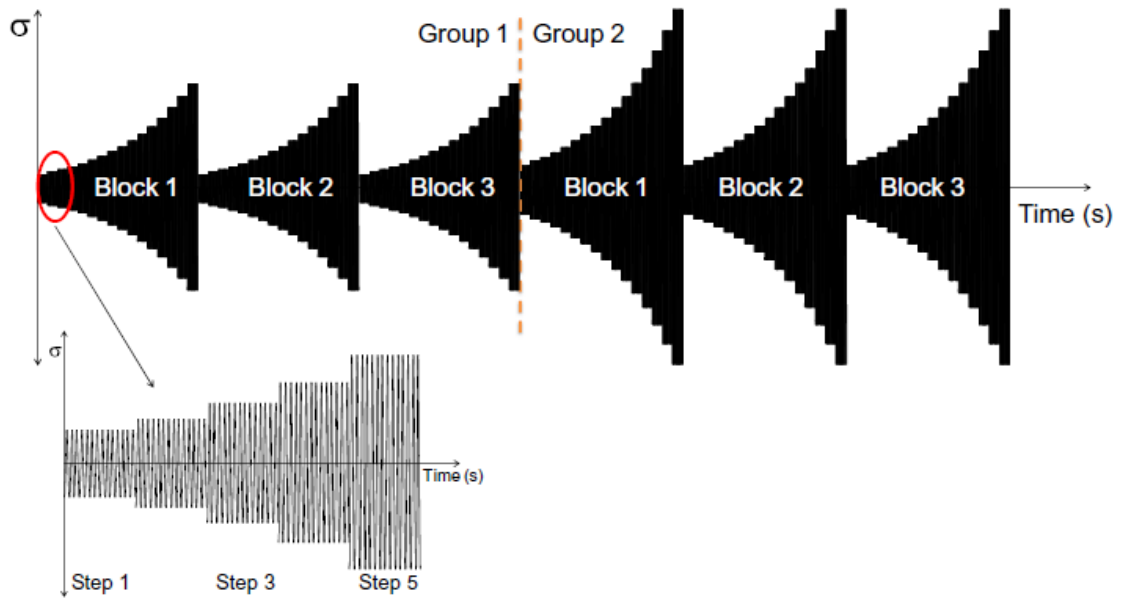

FIGURA 17: STORIA DI CARICO SCHEMATIZZATA DI PROVE MSS (UNDERWOOD, 2016)

In ogni gruppo, i tre blocchi hanno una deformazione massima a cui tendono prima di passare al gruppo successivo che avrà una deformazione limite maggiore. Il primo gruppo ha una deformazione tale da ricadere interamente nel campo lineare. Dal secondo gruppo in poi si possono osservare i fenomeni di non linearità e danneggiamento. Per distinguere gli effetti del comportamento non lineare dagli effetti del danno, risulta fondamentale l'ipotesi secondo cui il danneggiamento accorre solamente al primo blocco di ciascun gruppo. Questa ipotesi è molto forte in quanto significa che il materiale si danneggia solamente quando raggiunge un certo livello di deformazione per la prima volta.
Le prove realizzate per lo studio in esame sono state condotte a una frequenza pari a 10 Hz e alle temperature di 10°C, 16°C, 22°C, 28°C, 34°C. Le deformazioni soglia per ciascun gruppo sono state valutate di volta in volta sulla base del comportamento esibito dal materiale evitando una rottura precoce del campione. Rispetto alle prove precedenti non è stato possibile testare la temperatura di 4°C in quanto il materiale si è presentato troppo rigido per resistere a determinate deformazioni senza rompersi.
Questo tipo di prova, insieme alle prove di fatica, risulta fondamentale per la caratterizzazione non lineare dei leganti bituminosi.

3.2.3.4 Time sweep test

La prova *time sweep* è necessaria al fine di studiare il fenomeno della fessurazione per fatica sui materiali in quanto fornisce informazioni sulla risposta del materiale nel tempo soggetto all'applicazione di carichi ciclici.
Nelle prove di fatica il campione di legante bituminoso viene sottoposto a una sollecitazione sinusoidale, di ampiezza prefissata (funzione del materiale oggetto di studio) e imponendo un valore di temperatura e frequenza costante. Quello che si osserva è una decrescita della norma del modulo complesso nel tempo, dipendente dal materiale e dalle condizioni di prova, che conduce alla rottura del materiale.
Nello specifico della sperimentazione oggetto di studio si sono indagati tre valori di deformazioni per ogni legante, alla temperatura di 10°C e la frequenza di 10 Hz.

Le prove *time sweep* sono l'ultimo tassello che permette, mediante l'applicazione del modello NL-VECD, di risalire alla curva caratteristica di danno dei materiali depurata da effetti non lineari.

4 ANALISI DATI E RISULTATI OTTENUTI

4.1 Analisi S.A.R.A.

L'analisi di frazionamento ha restituito informazioni sulla composizione chimica dei materiali indagati, i cui risultati si riportano in *Figura 18* e *Figura 19* rispettivamente per i bitumi vergini e invecchiati.

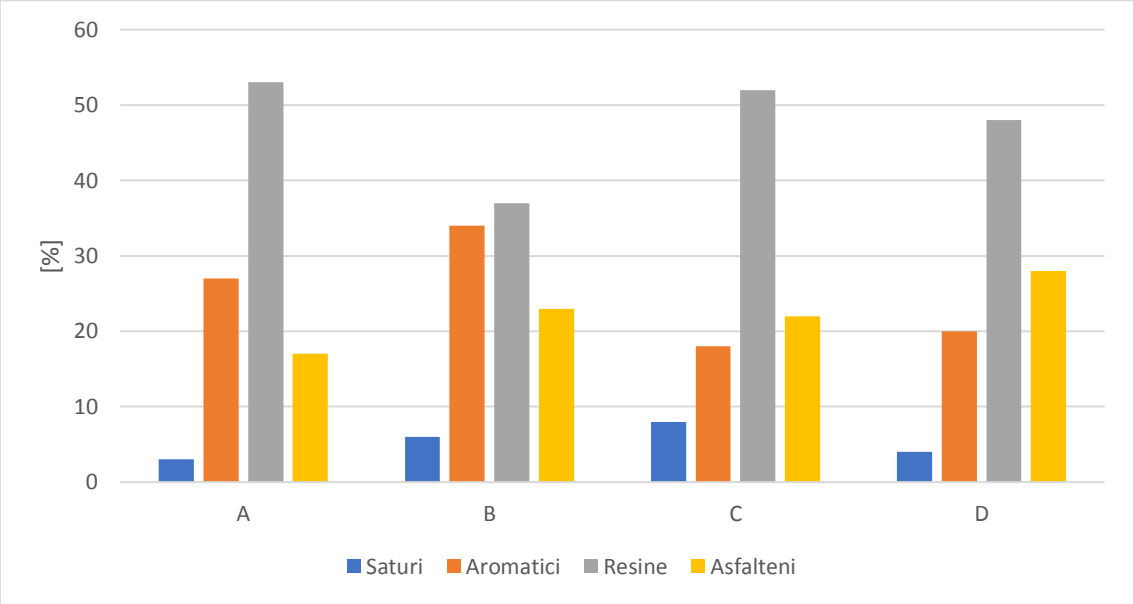

FIGURA 18: RISULTATI ANALISI S.A.R.A. PER I LEGANTI ALLO STATO VERGINE

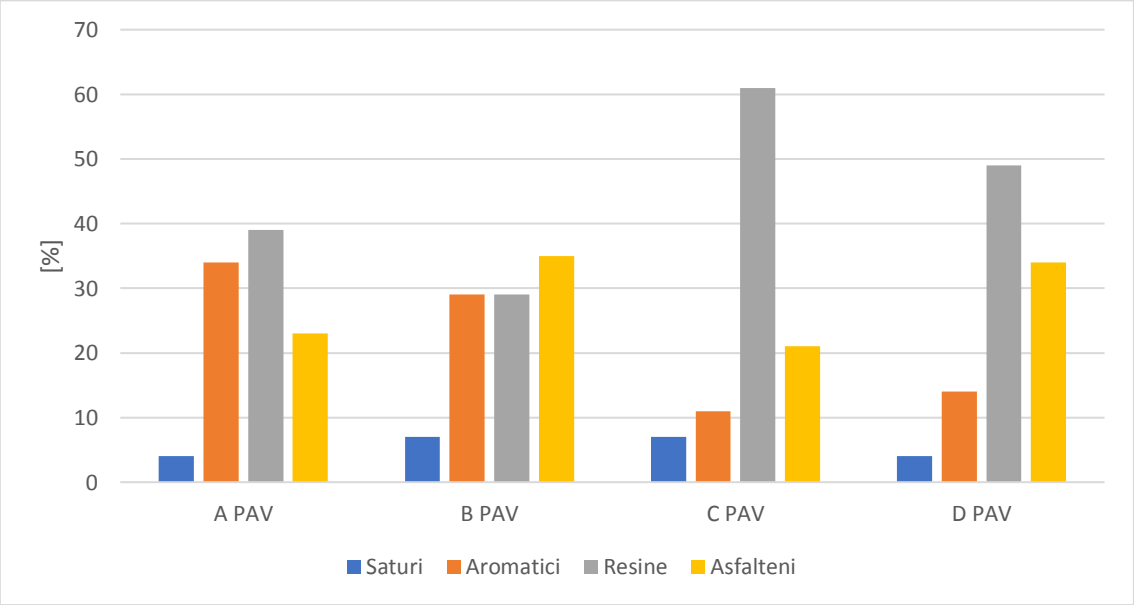

FIGURA 19: RISULTATI ANALISI S.A.R.A. PER I LEGANTI INVECCHIATI

I quattro materiali oggetto di studio si presentano, da un punto di vista chimico, dissimili tra di loro e altrettanto differente risulta essere la variazione delle quattro componenti in seguito al processo di invecchiamento. Di fatto, in letteratura si riporta che l'influenza dell'invecchiamento si ripercuote sul quantitativo delle frazioni che compongono il bitume con una diminuzione del contenuto di aromatici e conseguente aumento di resine e asfalteni; mentre per quanto riguarda i saturi, la percentuale dovrebbe rimanere pressoché invariata a causa della loro bassa reattività termica (Wright, 1965). I risultati ottenuti risultano confermare parzialmente le aspettative e mostrano al contempo un trend poco chiaro delle quattro componenti in seguito al processo di invecchiamento.

4.2 Definizione del range LVE

Le prove *amplitude sweep* si sono rivelate necessarie al fine di definire la regione in cui il materiale manifesta un comportamento viscoelastico lineare.
Nello specifico, è stato necessario individuare i limiti inferiori e superiori del range LVE, come mostrato in *Figura 20* a titolo d'esempio.

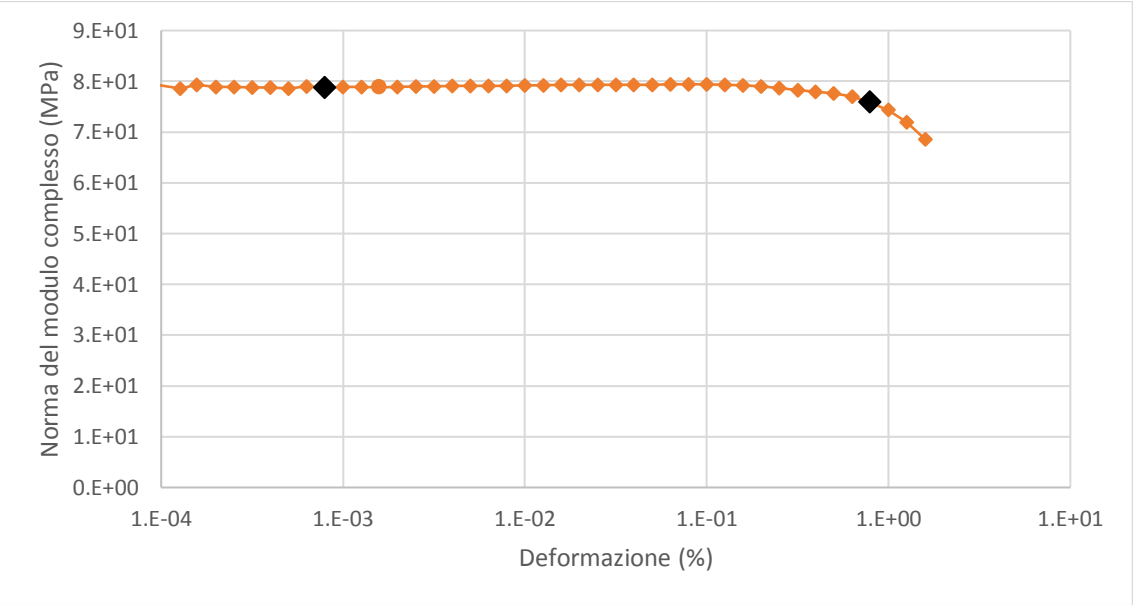

FIGURA 20: OUTPUT DI UNA PROVA *AMPLITUDE SWEEP*

Per la definizione del limite inferiore, i primi dati, corrispondenti a valori di deformazione molto bassi, sono stati opportunamente scartati in quanto affetti da elevato rumore (*Figura 21)*. Il limite di viscoelasticità lineare superiore è stato invece identificato come valore di deformazione corrispondente a un abbattimento della norma del modulo complesso iniziale del 5%.

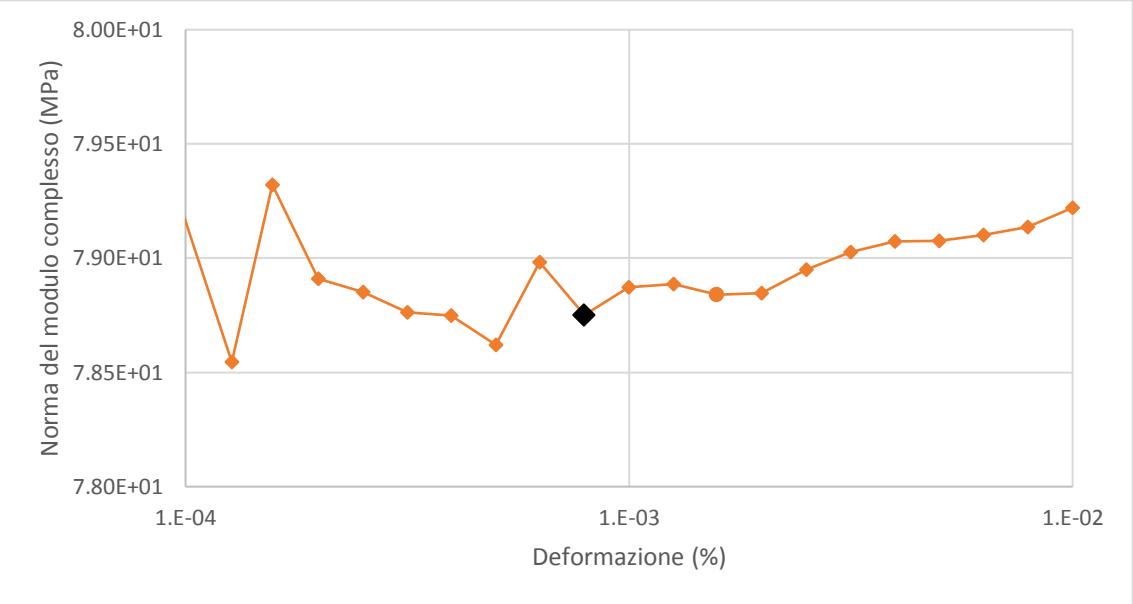

FIGURA 21: ZOOM SU PORZIONE DI GRAFICO SCARTATA

Le prove in scansione di deformazioni sono state condotte, come evidenziato precedentemente, per tre valori di temperatura, in corrispondenza dei quali è stato possibile ricavare sperimentalmente i limiti della regione LVE. È stato pertanto necessario estendere i risultati e ricavare i suddetti limiti per valori di temperatura non direttamente misurati. Attraverso l'applicazione di *shift factor*, è stato possibile definite delle frequenze ridotte al fine di svincolarsi dalla temperatura e ricavare i limiti della regione LVE per ulteriori valori di temperatura. Nello specifico, si è usata la temperatura di 34°C come riferimento, cui corrisponde valore dello *shift factor* pari a 0 e la legge utilizzata per descriverne il loro andamento, coerentemente con lo studio di Reginatto (2018), è riportata in *Figura 22*.

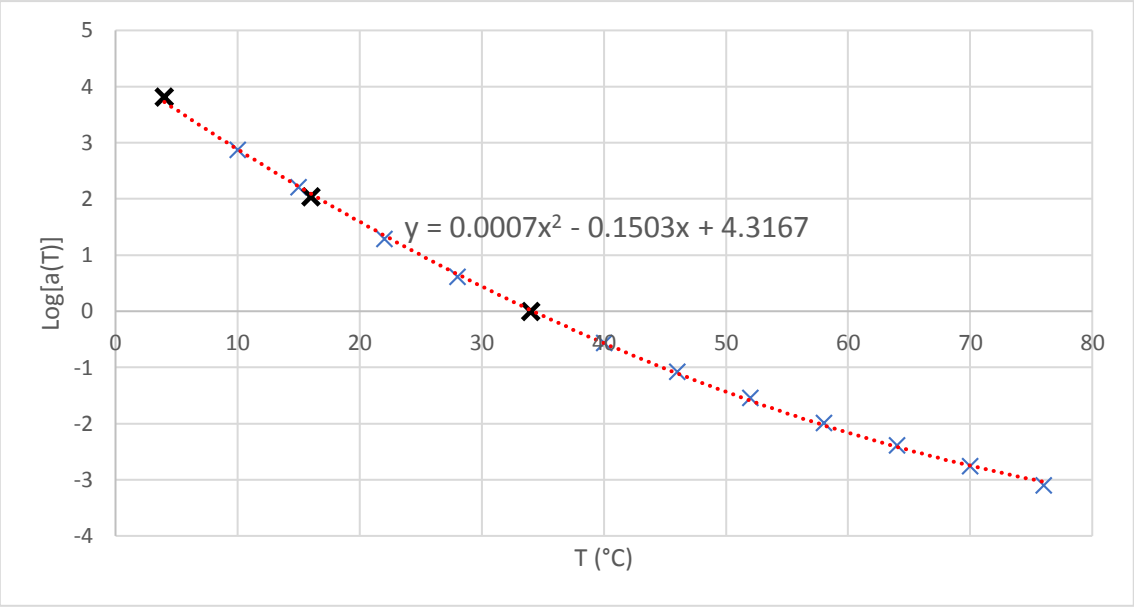

FIGURA 22: FUNZIONE DELLO SHIFT FACTOR ADOTTATA

In seguito, l'andamento dei limiti deformativi inferiori e superiori in funzione della frequenza ridotta è stato assunto essere di tipo esponenziale, equazione (56), i cui coefficienti sono riportati in *Tab. 1.* e *Tab. 2*:

$$\gamma(\%) = a \cdot e^{b} \tag{56}$$

			A	A PAV	B	B PAV	C	C PAV	D	D PAV
Freq. ridotta [rad/sec]	**1.0 - 163.9**	**a**	0.04	0.00	0.01	0.03	0.02	0.03	0.03	0.01
		b	-0.14	0.14	0.05	-0.14	0.09	0.23	0.23	0.09
	163.9 - 16390.8	**a**	0.03	0.01	0.01	0.04	0.04	0.02	0.02	0.02
		b	-0.05	-0.10	-0.15	-0.20	-0.20	-0.15	-0.20	-0.15
	16390.7 - 651899.6	**a**	3.71	0.02	0.01	0.35	0.10	0.28	0.12	0.02
		b	-0.56	-0.19	-0.06	-0.44	-0.31	-0.44	-0.38	-0.19

TABELLA 1: LIMITI INFERIORI RANGE VISCOELASTICO LINEARE

			A	A PAV	B	B PAV	C	C PAV	D	D PAV
Freq. ridotta [rad/sec]	**1.0 - 163.9**	**a**	39.80	15.80	1.26	1.26	31.60	6.31	10.00	2.51
		b	-0.45	-0.36	0.14	-0.05	-0.36	-0.23	-0.23	-0.09
	163.9 - 16390.8	**a**	14.22	6.96	6.95	2.15	29.84	4.26	11.30	2.62
		b	-0.25	-0.20	-0.20	-0.15	-0.35	-0.15	-0.25	-0.10
	16390.7 - 651899.6	**a**	2.32	3.35	1.00	0.15	1.83	1.83	1.83	3.35
		b	2.32	3.35	1.00	0.15	1.83	1.83	1.83	3.35

TABELLA 2: LIMITI SUPERIORI RANGE VISCOELASTICO LINEARE

Una volta definito il campo viscoelastico lineare, si sono scelte delle deformazioni interne a tale campo da applicare in configurazione di prova *frequency sweep,* riportate in Tab. 3.

		A	A PAV	B	B PAV	C	C PAV	D	D PAV
T [°C]	**ω [rad/s]**	**ϒ [%]**	**ϒ [%]**	**ϒ [%]**	**ϒ [%]**	**ϒ [%]**	**ϒ [%]**	**ϒ [%]**	**ϒ [%]**
34	100	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10
34	1	1.00	1.00	0.10	0.10	1.00	1.00	1.00	0.10
28	100	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10
28	1	1.00	1.00	0.10	0.10	1.00	0.10	0.10	0.10
22	100	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10
22	1	0.10	0.10	0.10	0.10	1.00	0.10	0.01	0.10
16	100	0.10	0.10	0.01	0.10	0.01	0.10	0.01	0.10
16	1	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10
10	100	0.10	0.01	0.10	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01
10	1	0.10	0.10	0.10	0.01	0.10	0.10	0.10	0.10
4	100	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01
4	1	0.10	0.10	0.10	0.01	0.10	0.10	0.01	0.10

TABELLA 3: DEFORMAZIONI SCELTE ALL'INTERNO DEL CAMPO VISCOELASTICO LINEARE

4.3 Caratterizzazione lineare

La caratterizzazione lineare dei bitumi è stata realizzata per mezzo di prove *frequency sweep*. I risultati ottenuti sono stati simultaneamente shiftati attraverso la legge definita da *Williams, Landel e Ferry* (1955) riportata in equazione (57) e i risultati manipolati secondo il modello CAM riportato con le leggi (15) e (16).

$$\log(a_T) = \frac{-C_1\,(T-T_R)}{C_2+(T-T_R)} \tag{57}$$

dove T indica la temperatura, T_R la temperatura di riferimento impostata pari a 10 °C, C_1 e C_2 delle costanti empiriche da calibrare.
I parametri dei modelli ottenuti vengono riportati in *Tab. 4*:

	A	A PAV	B	B PAV	C	C PAV	D	D PAV
C1 [-]	13.96	22.77	20.30	57.88	17.43	26.98	17.78	16.84
C2 [-]	98.21	159.62	150.57	417.90	127.14	193.23	124.65	109.80
log(Gg) [Pa]	8.79	8.95	9.07	8.98	8.99	9.34	9.16	9.40
log(wc) [rad/s]	0.97	-1.54	0.12	0.10	0.40	-7.25	-0.19	-4.09
R [Pa]	1.45	2.13	2.33	2.86	1.87	3.35	2.11	3.35
m [-]	1.14	1.33	1.15	0.64	1.16	2.31	1.12	1.14

TABELLA 4: MODELLI CAM CALIBRATI MEDIANTE ITERAZIONI

Successivamente, noti i parametri del modello CAM, è stato calcolato il valore di $|G^*|_{LVE}$ mediante lo sviluppo in serie di *Prony*. In particolare, al fine di determinare i coefficienti di Prony è stato applicato il *collocation method* (vedi §1.1.2) sulle suddette prove in scansione di frequenza. Affinché fosse possibile applicare la serie di *Prony* si sono stimate le frequenze ridotte utilizzando i fattori calibrati precedentemente e riportati in *Tabella 4*. Per i termini di *Prony* ω_i e ρ_i necessari per l'applicazione delle formule (11) e (12) sono state utilizzate 32 decadi temporali già rintracciate da precedenti studi (Reginatto, 2018).
A seguire si riportano i valori dei termini di *Prony* così ricavati (*Tab. 5*).

	A	A PAV	B	B PAV	C	C PAV	D	D PAV
ρ_m [s]	**G_m [Pa]**	**G_m [Pa]**	**G_m [Pa]**	**G_m [Pa]**	**G_m [Pa]**	**G_m [Pa]**	**G_m [Pa]**	**G_m [Pa]**
2.0E-08	2.7E+07	4.8E+07	7.4E+07	4.8E+07	6.0E+07	9.9E+07	8.8E+07	1.1E+08
6.0E-08	3.4E+07	5.0E+07	6.5E+07	4.2E+07	6.2E+07	8.5E+07	8.7E+07	9.8E+07
2.0E-07	3.0E+07	4.2E+07	5.5E+07	3.5E+07	5.4E+07	7.0E+07	7.4E+07	8.1E+07
6.0E-07	4.7E+07	5.7E+07	6.3E+07	4.2E+07	7.1E+07	8.1E+07	9.4E+07	9.6E+07
2.0E-06	4.0E+07	4.6E+07	4.9E+07	3.3E+07	5.8E+07	6.2E+07	7.6E+07	7.4E+07
6.0E-06	5.6E+07	5.8E+07	5.2E+07	3.7E+07	6.9E+07	6.9E+07	8.9E+07	8.4E+07
2.0E-05	4.7E+07	4.6E+07	3.8E+07	2.8E+07	5.5E+07	5.2E+07	7.0E+07	6.4E+07
6.0E-05	5.6E+07	5.3E+07	3.6E+07	3.1E+07	5.8E+07	5.4E+07	7.4E+07	6.8E+07
2.0E-04	4.5E+07	4.1E+07	2.5E+07	2.3E+07	4.4E+07	4.0E+07	5.5E+07	5.1E+07
6.0E-04	4.4E+07	4.2E+07	2.2E+07	2.3E+07	4.0E+07	3.9E+07	5.2E+07	5.1E+07
2.0E-03	3.1E+07	3.1E+07	1.4E+07	1.7E+07	2.7E+07	2.7E+07	3.6E+07	3.7E+07
6.0E-03	2.5E+07	2.8E+07	1.0E+07	1.6E+07	2.1E+07	2.4E+07	3.0E+07	3.5E+07
2.0E-02	1.5E+07	1.9E+07	6.1E+06	1.1E+07	1.3E+07	1.6E+07	1.9E+07	2.4E+07
6.0E-02	8.7E+06	1.5E+07	3.9E+06	9.7E+06	8.2E+06	1.3E+07	1.3E+07	2.1E+07
2.0E-01	4.1E+06	8.9E+06	2.1E+06	6.5E+06	4.2E+06	8.5E+06	7.4E+06	1.4E+07
6.0E-01	1.8E+06	5.9E+06	1.1E+06	5.3E+06	2.2E+06	6.2E+06	4.4E+06	1.2E+07
2.0E+00	6.7E+05	3.1E+06	5.3E+05	3.4E+06	9.7E+05	3.6E+06	2.2E+06	7.4E+06
6.0E+00	2.2E+05	1.7E+06	2.5E+05	2.6E+06	4.1E+05	2.4E+06	1.1E+06	5.5E+06

2.0E+01	6.4E+04	7.4E+05	1.0E+05	1.6E+06	1.5E+05	1.3E+06	4.7E+05	3.3E+06
6.0E+01	1.5E+04	3.2E+05	4.1E+04	1.2E+06	5.1E+04	7.1E+05	2.0E+05	2.3E+06
2.0E+02	3.0E+03	1.2E+05	1.5E+04	6.8E+05	1.6E+04	3.3E+05	7.5E+04	1.3E+06
6.0E+02	3.4E+02	4.0E+04	5.0E+03	4.7E+05	4.2E+03	1.6E+05	2.7E+04	7.8E+05
2.0E+03	-2.6E+02	1.2E+04	1.6E+03	2.6E+05	1.0E+03	6.4E+04	8.8E+03	4.1E+05
6.0E+03	4.6E+01	2.7E+03	4.6E+02	1.7E+05	1.8E+02	2.4E+04	2.7E+03	2.3E+05
2.0E+04	-6.1E+00	6.5E+02	1.3E+02	9.2E+04	2.6E+01	8.1E+03	7.7E+02	1.1E+05
6.0E+04	9.7E-01	-1.0E+02	2.9E+01	5.8E+04	-1.9E+01	2.1E+03	1.9E+02	5.7E+04
2.0E+05	-1.3E-01	-8.3E+00	6.2E+00	2.9E+04	2.9E+00	5.7E+02	4.5E+01	2.5E+04
6.0E+05	2.0E-02	1.9E+00	9.9E-01	1.9E+04	-4.6E-01	-4.7E+01	7.7E+00	1.2E+04
2.0E+06	-2.6E-03	-2.6E-01	-6.0E-01	7.9E+03	6.0E-02	-1.6E+01	3.9E-01	4.8E+03
6.0E+06	4.1E-04	4.1E-02	1.1E-01	7.0E+03	-9.5E-03	3.1E+00	-6.0E-01	2.2E+03
2.0E+07	-5.3E-05	-5.2E-03	-1.4E-02	8.0E+01	1.2E-03	-4.1E-01	9.1E-02	5.2E+02
6.0E+07	6.8E-06	6.6E-04	1.8E-03	4.5E+03	-1.5E-04	5.2E-02	-1.2E-02	6.2E+02

TABELLA 5: ELEMENTI DI MAXWELL RICAVATI

Al fine di valutare la correttezza del modello di Maxwell generalizzato applicato ai materiali oggetto di studio, i valori dei moduli ottenuti sono stati confrontati con i dati ricavati sperimentalmente e modellati tramite modello CAM, di cui si riportano i risultati nelle *Figure 23-26*.

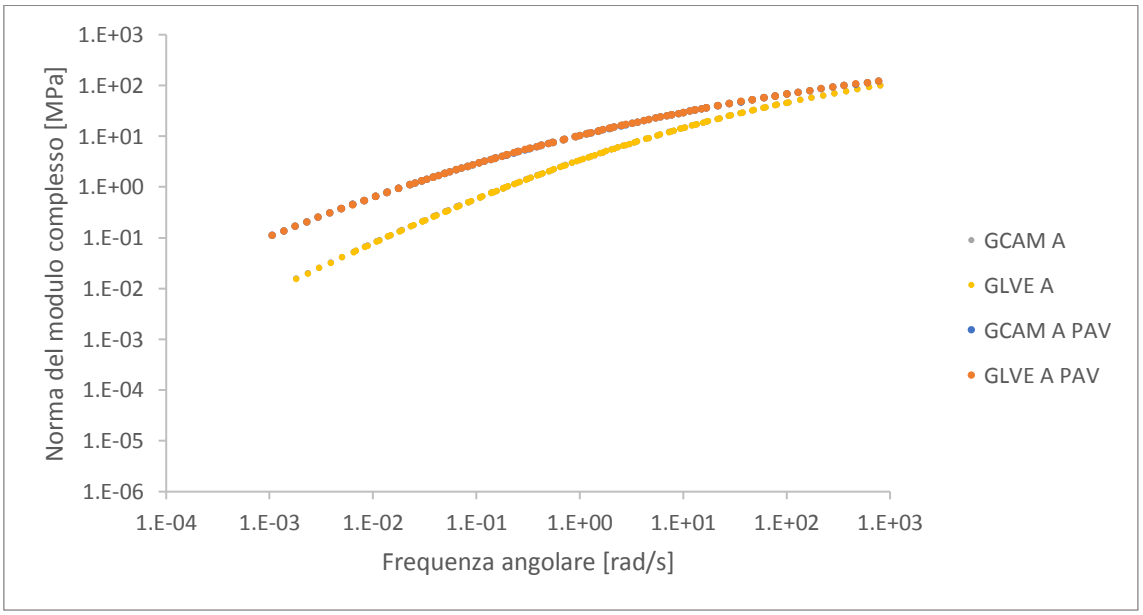

FIGURA 23: CURVE MAESTRE CON MODELLO CAM E CON SERIE DI PRONY (A E A PAV)

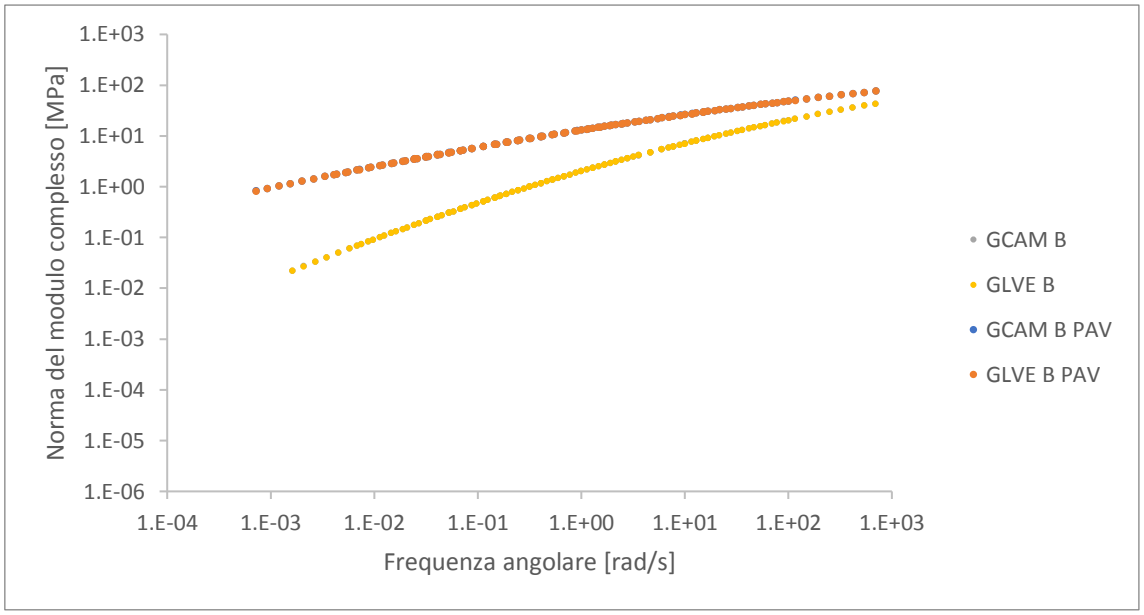

FIGURA 24: CURVE MAESTRE CON MODELLO CAM E CON SERIE DI PRONY (B E B PAV)

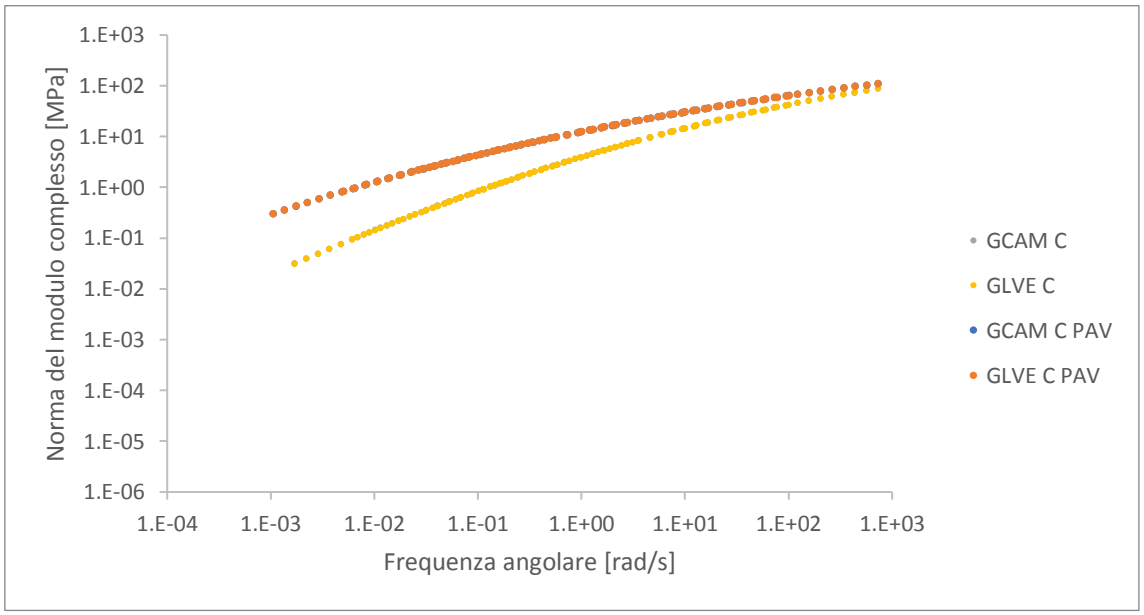

FIGURA 25: CURVE MAESTRE CON MODELLO CAM E CON SERIE DI PRONY (C E C PAV)

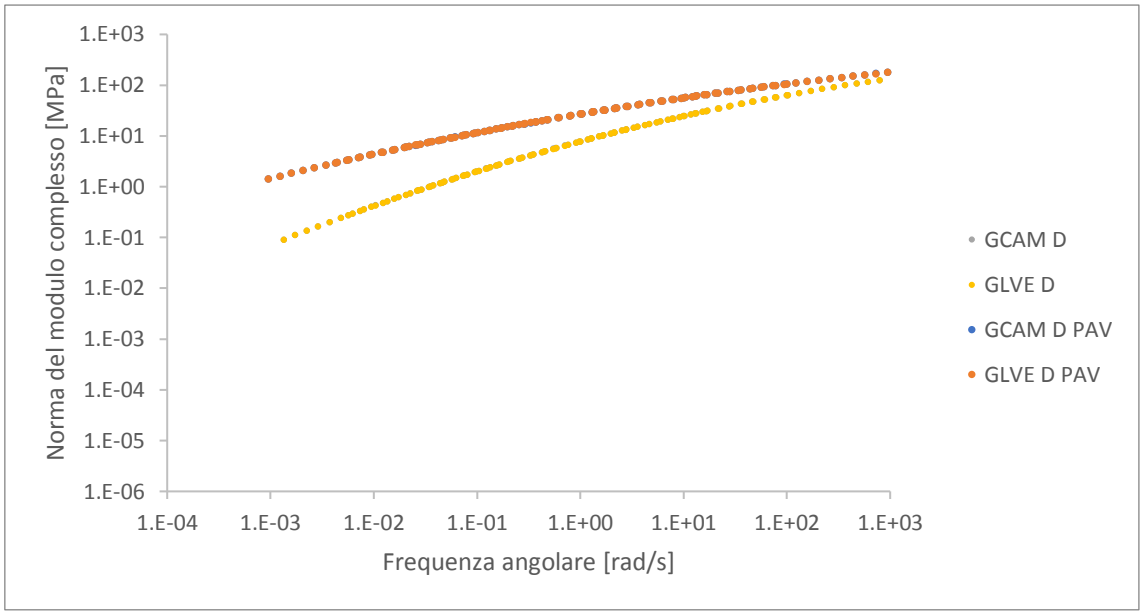

FIGURA 26: CURVE MAESTRE CON MODELLO CAM E CON SERIE DI PRONY (D E D PAV)

4.4 Caratterizzazione non lineare

La caratterizzazione non lineare è stata eseguita in maniera del tutto simile a quella lineare ma adottando taluni accorgimenti.

Con le prove *Multiple strain sweep* si è discriminata la non linearità del materiale dal danneggiamento. Le prove sono state eseguite seguendo quanto descritto nel paragrafo 3.2.3.3. e dando per vera l'ipotesi secondo cui il danneggiamento accorre solamente al primo blocco di ciascun gruppo.

A partire dagli output ottenuti dalle prove e per distinguere gli effetti della non linearità da quelli del danno, si è fatto riferimento alle curve con modulo più basso (quelle in corrispondenza degli ultimi gruppi e degli ultimi blocchi). In particolare, i valori mediati delle ultime due curve sono stati scalati rispetto al modulo complesso relativo alle curve del primo blocco con andamento pseudo costante, per poi essere moltiplicati per il valore di $|G^*|_{LVE}$ ottenuto con la caratterizzazione lineare (ovviamente ci si è riferiti al valore di modulo complesso viscoelastico lineare relativo alla temperatura e frequenza utilizzate in prova).

Così facendo si è ottenuto, per ogni temperatura investigata, un diagramma modulo complesso vs deformazione. A partire da quest'ultimo è stata implementata una nuova modellazione CAM mediante processo iterativo per stimare dei modelli quanto più simili possibile ai risultati ottenuti sperimentalmente. Noti i modelli CAM e le frequenze ridotte di riferimento si è

utilizzato nuovamente lo sviluppo in serie di *Prony* e il *collocation method* per valutare il modello non lineare.

Novità della caratterizzazione non lineare rispetto quella lineare è l'inserimento dei coefficienti di non linearità a_γ e h_1 come previsto dalla trattazione di Underwood (2015) e descritto nel paragrafo 1.2. L'andamento di tali coefficienti è funzione della deformazione ed è stato valutato anch'esso per via iterativa, riducendo al minimo lo scarto tra il modello CAM e quello ottenuto con serie di *Prony*.

I risultati ottenuti per i coefficienti di non linearità a_γ e h_1 in funzione della deformazione hanno mostrato un andamento assimilabile a una funzione di tipo polinomiale di terzo grado del tipo:

$$y = c \cdot \gamma(\%)^3 + d \cdot \gamma(\%)^2 + e \cdot \gamma(\%) + f \tag{58}$$

A seguire, nella *Tab. 6* e nelle *Figure 27* e *28*, i risultati ottenuti per i coefficienti a_γ e h_1:

		A	**A PAV**	**B**	**B PAV**	**C**	**C PAV**	**D**	**D PAV**
a_γ	**c**	-0.0090	0.0364	0.0198	-0.1738	0.0426	0.0783	0.0433	0.0502
	d	0.1037	-0.0917	0.0249	1.3357	-0.1367	-0.2507	-0.1061	-0.0580
	e	-0.0638	0.2954	0.1281	-0.6362	0.2512	0.5193	0.2438	0.3592
	f	1.0231	0.9708	0.9948	1.0626	0.9588	0.9004	0.9512	0.9574
h_1	**c**	0.0046	0.0042	0.0070	0.0054	0.0051	0.0065	0.0073	0.0062
	d	-0.0398	-0.0346	-0.0543	-0.0057	-0.0495	-0.0508	-0.0608	-0.0436
	e	-0.0218	-0.0598	-0.0423	-0.2626	-0.0081	-0.0453	-0.0125	-0.0719
	f	1.0003	1.0041	1.0121	1.0338	1.0039	1.0130	1.0075	1.0044

TABELLA 6: COEFFICIENTI NON LINEARI

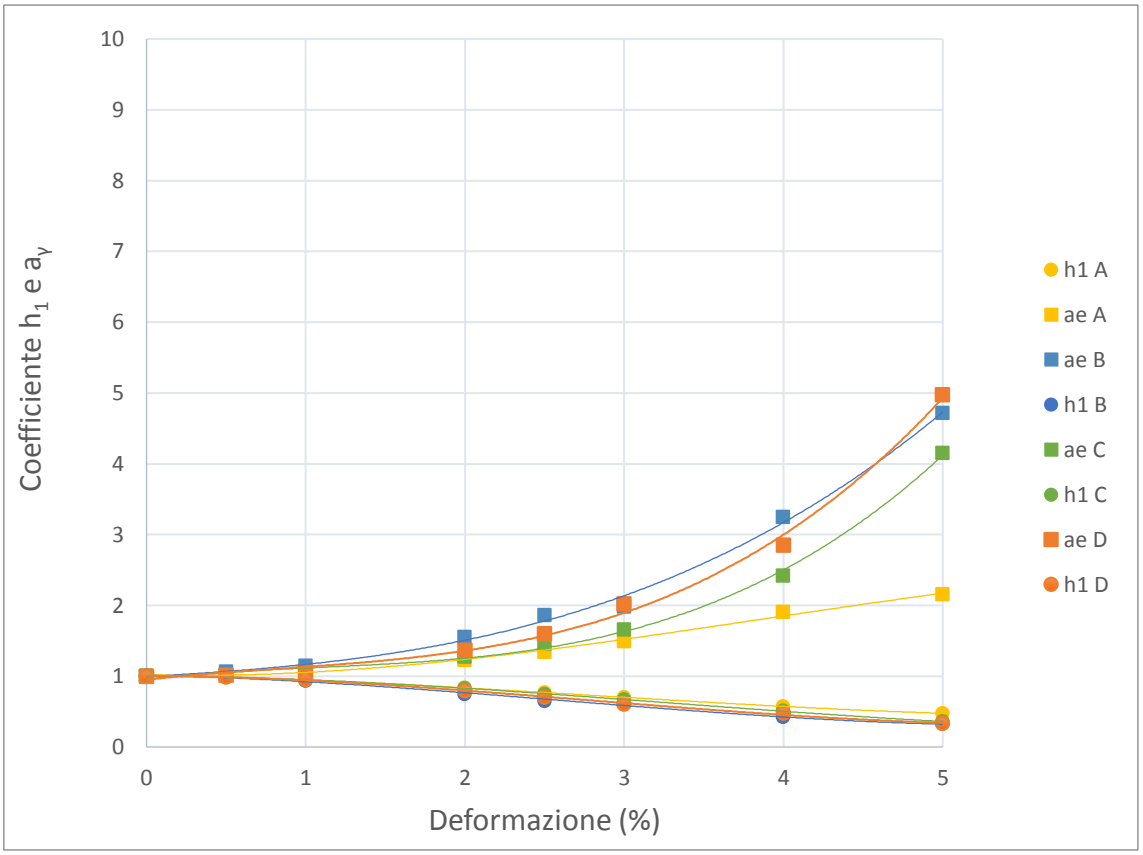

FIGURA 27: ANDAMENTO DEI COEFFICIENTI NON LINEARI PER I BITUMI VERGINI

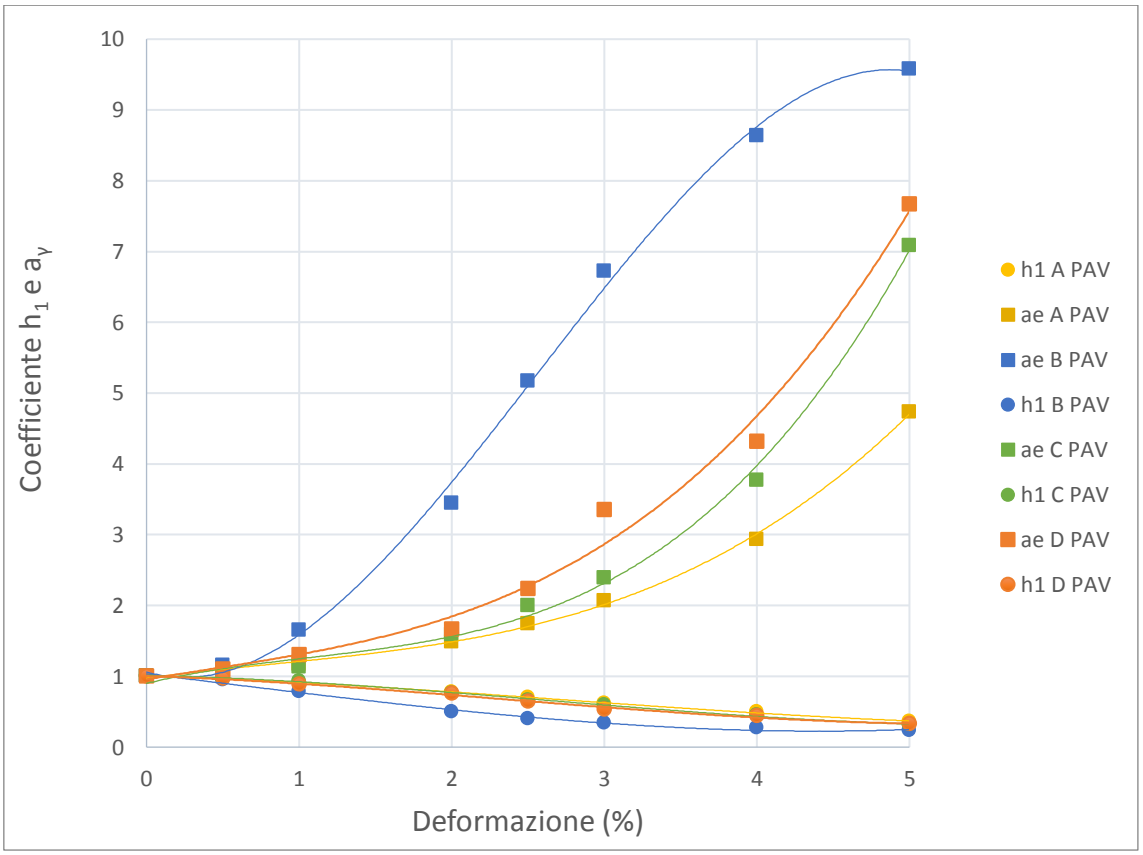

FIGURA 28: ANDAMENTO DEI COEFFICIENTI NON LINEARI PER I BITUMI INVECCHIATI AL PAV

Nel confronto tra i vari materiali, allo stato vergine e invecchiato, l'andamento del coefficiente h_1 risulta discriminare l'effetto della non linearità nei materiali indagati. In particolare, più ad una certa deformazione i valori del coefficiente non lineare sono lontani dal valore unitario, più il materiale si discosta da un comportamento lineare ossia dissipa maggiore energia per effetto della non linearità. Le differenze relative tra i vari materiali sono maggiormente evidenti allo stato invecchiato, ove i valori di h_1 del bitume D PAV risultano discostarsi nettamente dagli altri materiali; di contro il coefficiente di non linearità del bitume A PAV risulta essere meno sensibile all'aumentare della deformazione.
Le medesime considerazioni possono essere in parte effettuate per quanto riguarda i valori relativi allo *shift factor* della deformazione a_γ. Essi, infatti, mostrano valori che si discostano dal valore unitario al crescere delle deformazioni, sebbene nel confronto tra i vari materiali, non emerge una sostanziale differenza.

In ultima battuta, dopo aver realizzato le prove di fatica, si sono applicate le formule previste dal NL-VECD (vedi §1.2) per giungere alla stima della *damage characteristic curve*, espressione dell'andamento dell'integrità del materiale (rappresentata dal modulo pseudo secante) in funzione del danno (rappresentato dalla variabile di stato interna) e
Le prove *time sweep* sono state condotte sino ad un modulo complesso residuo pari al 20% del valore iniziale. Talvolta le prove sono state interrotte prima di tale soglia a causa di rotture precoci del campione o di prove troppo lunghe (oltre le 13 ore). A partire dalle tre deformazioni indagate per ogni legante si è ottenuto un modello polinomiale di terzo grado che stimasse una relazione univoca tra le variabili C e S ottenute sperimentalmente.

$$C^* = a \cdot S^3 + b \cdot S^2 + c \cdot S + d \tag{59}$$

Di seguito i risultati ottenuti *(Tab. 7)*:

	A	A PAV	B	B PAV	C	C PAV	D	D PAV
a	9.38E-14	1.30E-14	-9.40E-14	1.18E-15	5.31E-14	7.61E-14	4.22E-14	2.84E-14
b	-2.35E-09	-5.45E-10	7.60E-10	9.41E-11	-1.98E-09	-2.78E-09	-1.91E-09	-1.04E-09
c	-2.17E-05	-1.98E-05	-4.37E-05	-2.66E-05	-1.66E-05	-9.13E-06	-8.38E-06	-2.16E-05
d	0.9869	1.0002	0.9445	0.9958	0.9787	0.9707	0.9710	0.9985

TABELLA 7: MODELLI POLINOMIALI PER CURVE CARATTERISTICHE DI DANNO

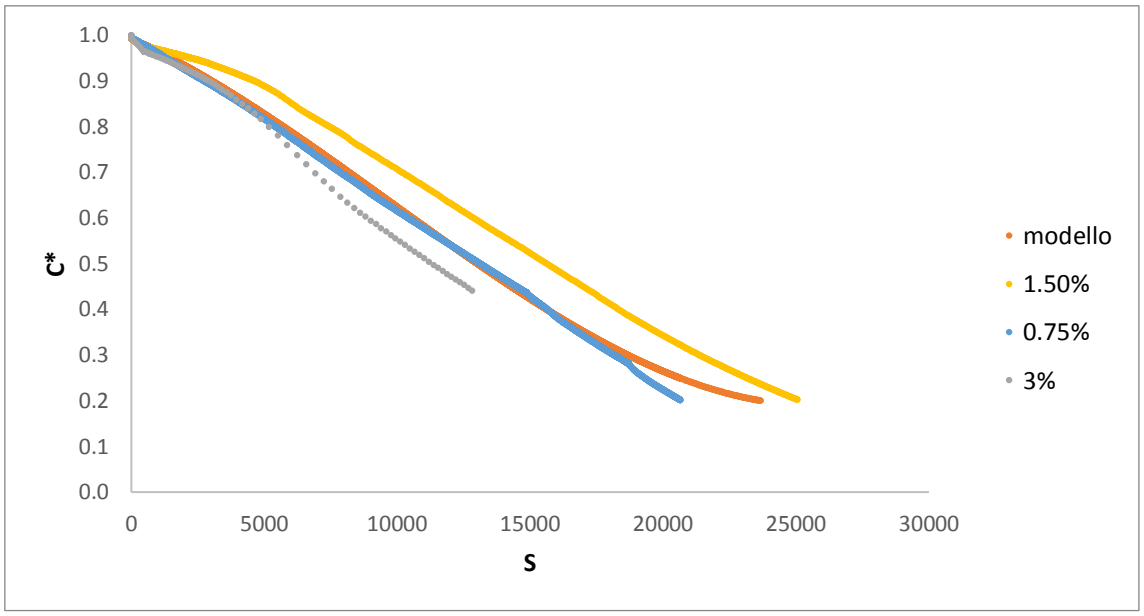

FIGURA 29: CURVE CARATTERISTICHE DI DANNO E MODELLO DI REGRESSIONE (A)

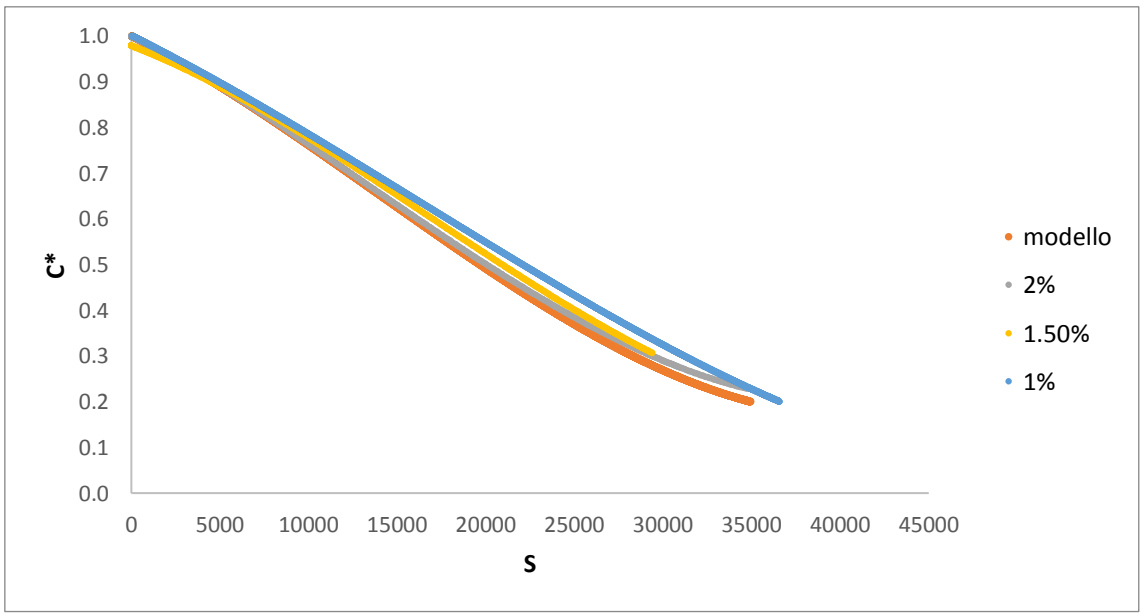

FIGURA 30: CURVE CARATTERISTICHE DI DANNO E MODELLO DI REGRESSIONE (A PAV)

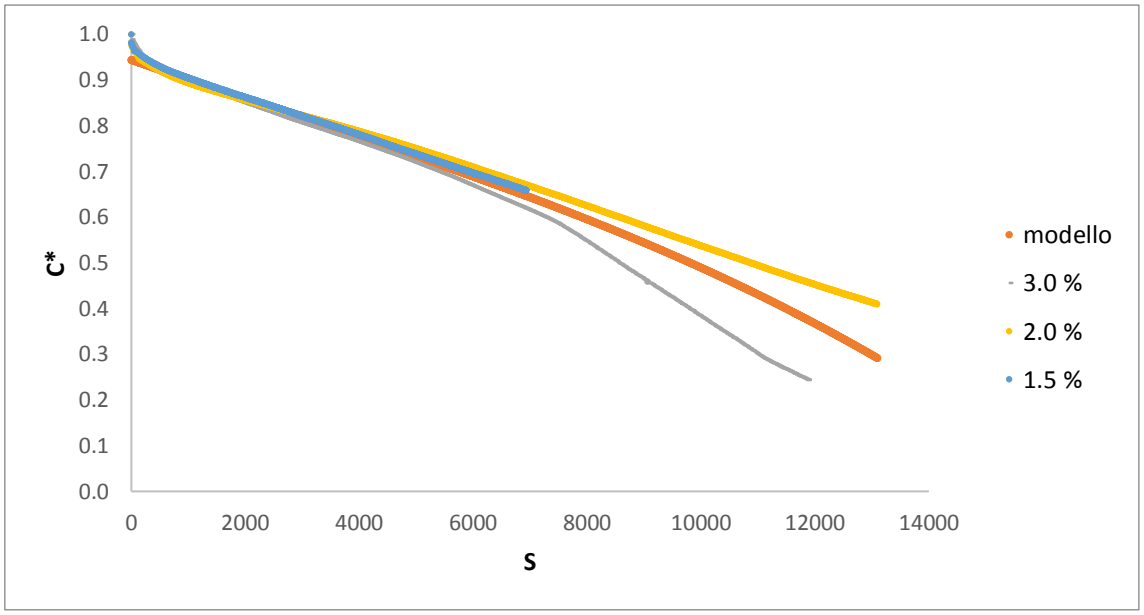

FIGURA 31: CURVE CARATTERISTICHE DI DANNO E MODELLO DI REGRESSIONE (B)

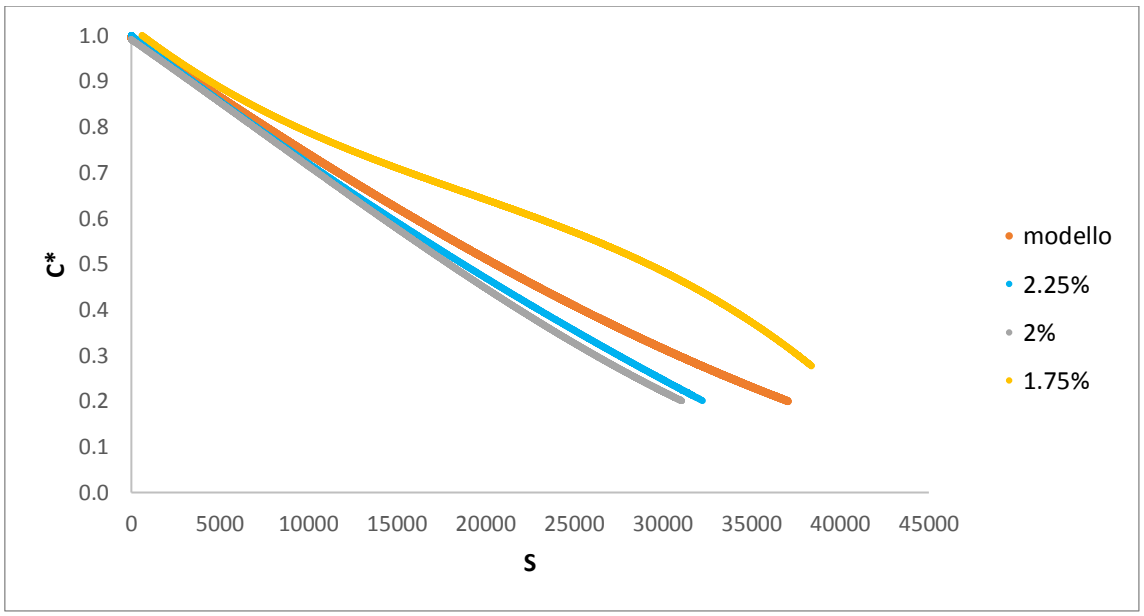

FIGURA 32: CURVE CARATTERISTICHE DI DANNO E MODELLO DI REGRESSIONE (B PAV)

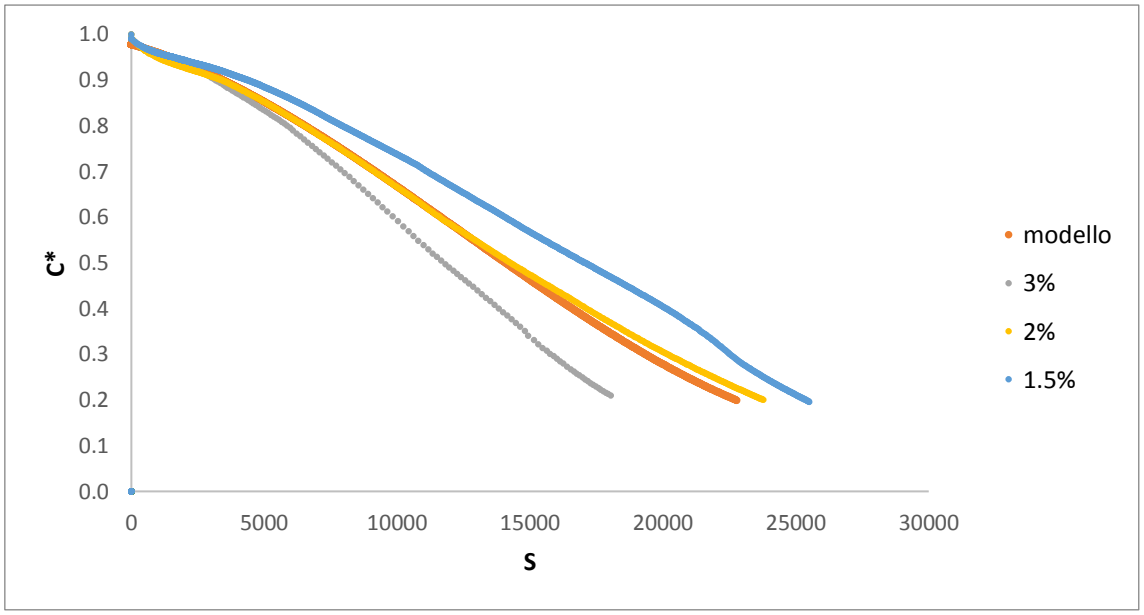

FIGURA 33: CURVE CARATTERISTICHE DI DANNO E MODELLO DI REGRESSIONE (C)

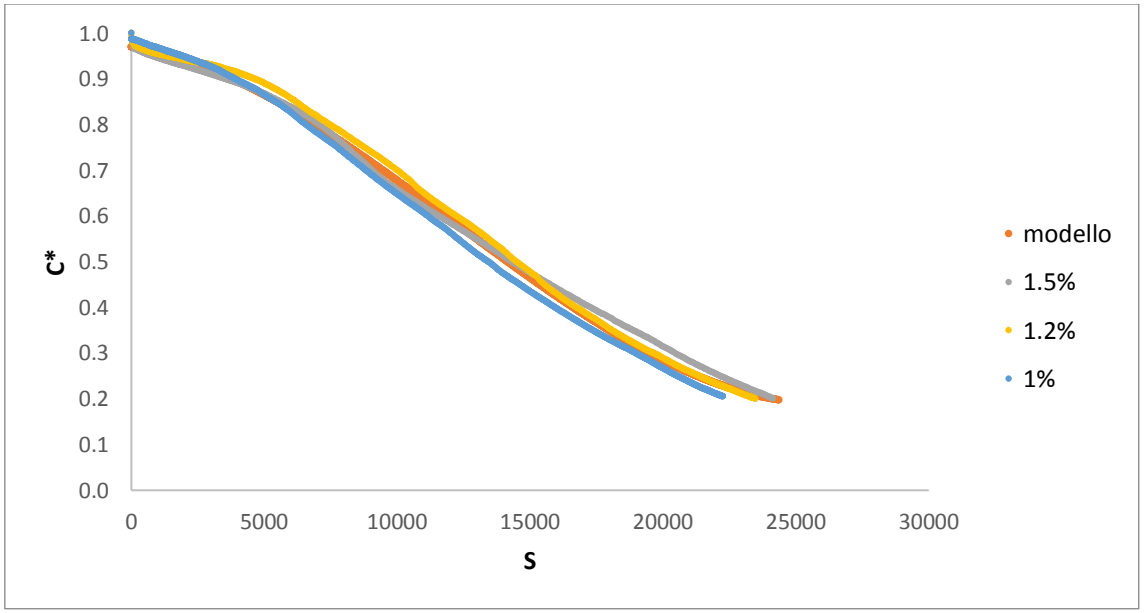

FIGURA 34: CURVE CARATTERISTICHE DI DANNO E MODELLO DI REGRESSIONE (C PAV)

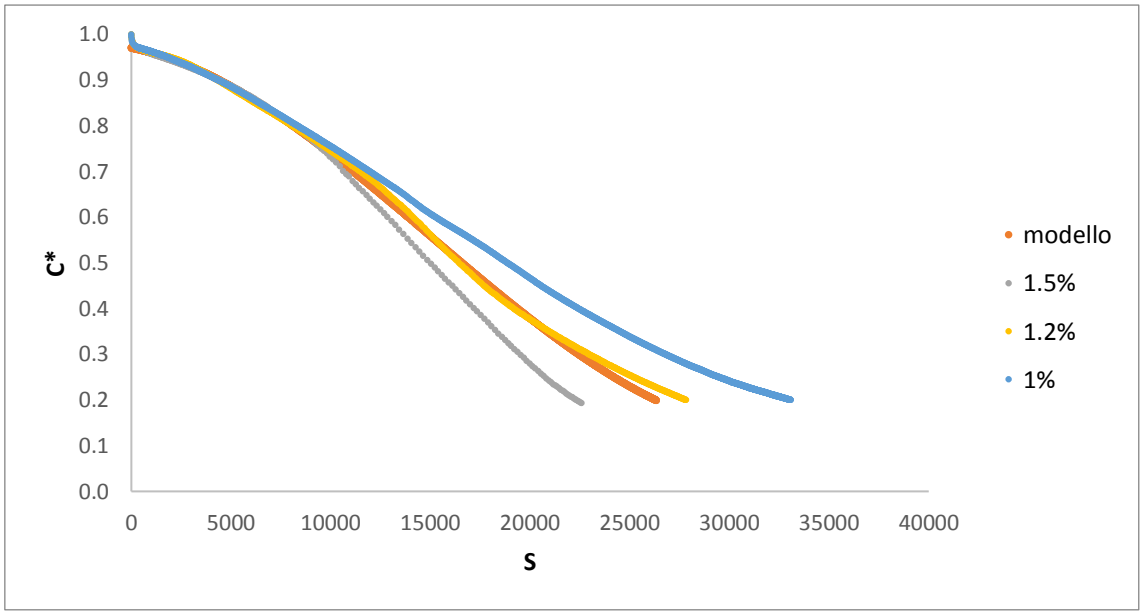

FIGURA 35: CURVE CARATTERISTICHE DI DANNO E MODELLO DI REGRESSIONE (D)

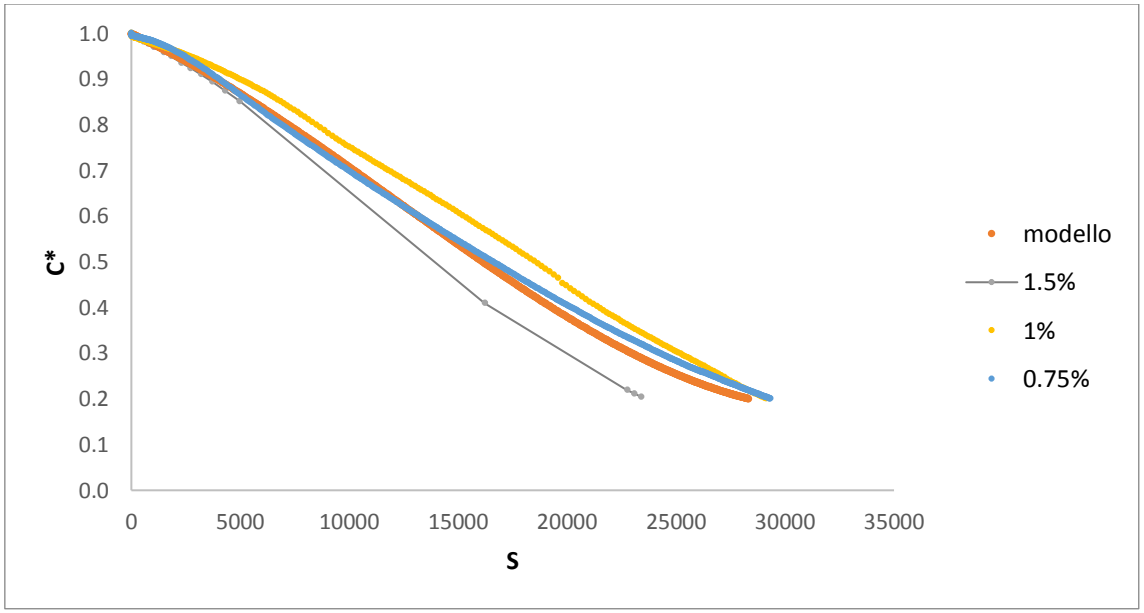

FIGURA 36: CURVE CARATTERISTICHE DI DANNO E MODELLO DI REGRESSIONE (D PAV)

I grafici riportati sopra mostrano curve caratteristiche di danno variabili al variare della deformazione imposta, senza però dare una chiara indicazione di dipendenza dalla deformazione stessa. Le curve ottenute tramite l'analisi di regressione per i vari materiali testati sono state messe a confronto per desumere considerazioni relative ai rispettivi comportamenti (*Figura 37* e *Figura 38*).

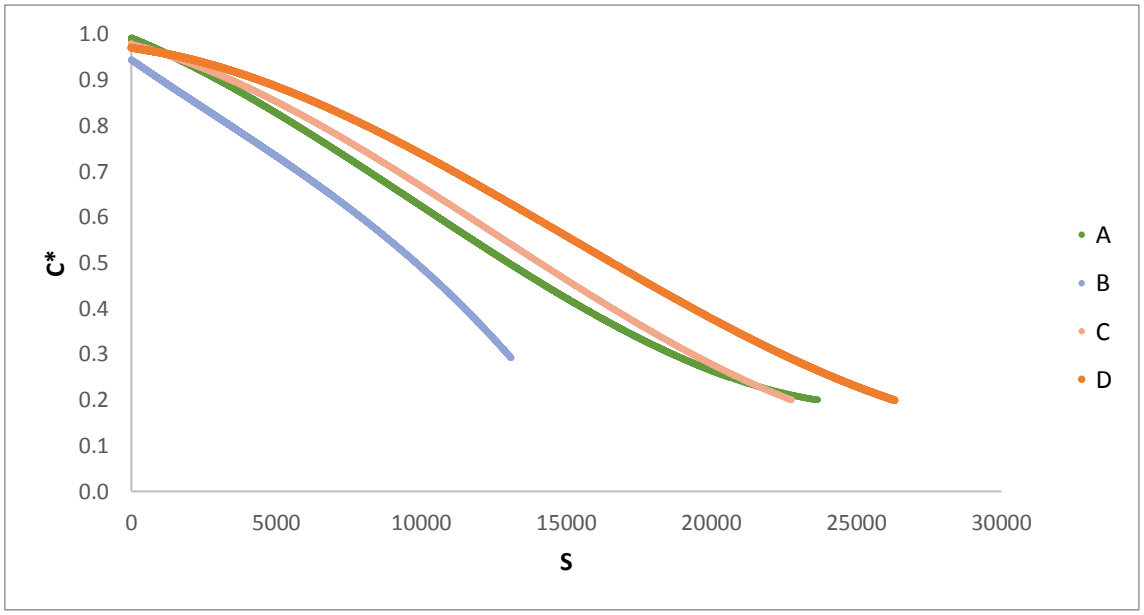

FIGURA 37: CURVE CARATTERISTICHE DI DANNO A CONFRONTO PER BITUMI VERGINI

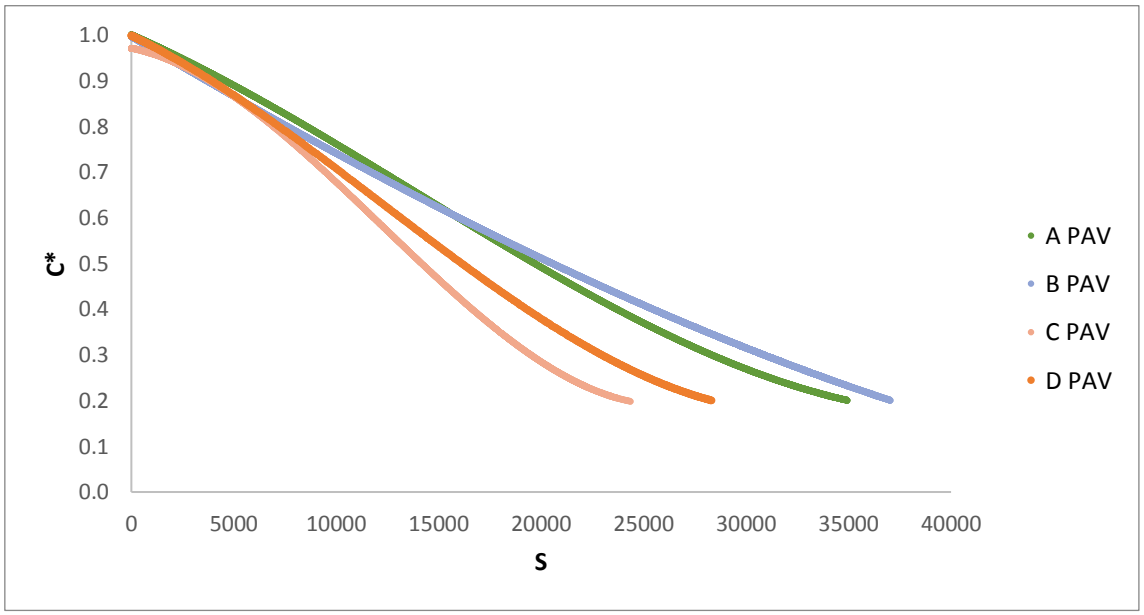

FIGURA 38: CURVE CARATTERISTICHE DI DANNO A CONFRONTO PER BITUMI INVECCHIATI

Le *Figure 37 e 38* mostrano come i leganti bituminosi si comportino in maniera differente l'uno dall'altro nei confronti del danneggiamento. Si possono pertanto trarre considerazioni sulla base dell'estensione e della forma della curva caratteristica di danno: tanto più essa è estesa e quanto maggiore risulta il valore di danno accumulato a parità di integrità del materiale, tanto migliore è la tendenza del materiale a contrastare la propagazione del danneggiamento.

Nello specifico, i risultati ottenuti mostrano come, allo stato vergine, il materiale D esibisca la prestazione migliore, seguito dai materiali C, A e B. Di contro, in seguito al processo di invecchiamento, il confronto tra le curve suggerisce come il comportamento dello stesso materiale (D PAV) risulti essere il peggiore, dopo il bitume C PAV. Difatti, in condizione di invecchiamento, i materiali esibiscono prestazioni relative differenti rispetto a quelle mostrate in condizione vergine, con i materiali A PAV e B PAV che risultano, in maniera similare, resistere maggiormente alla propagazione del danneggiamento, seguiti dai leganti D PAV e C PAV.

Per valutare l'effetto dell'invecchiamento, si riportano nelle *Figure 39, 40, 41 e 42* le curve caratteristiche di danno dei materiali vergini e invecchiati.

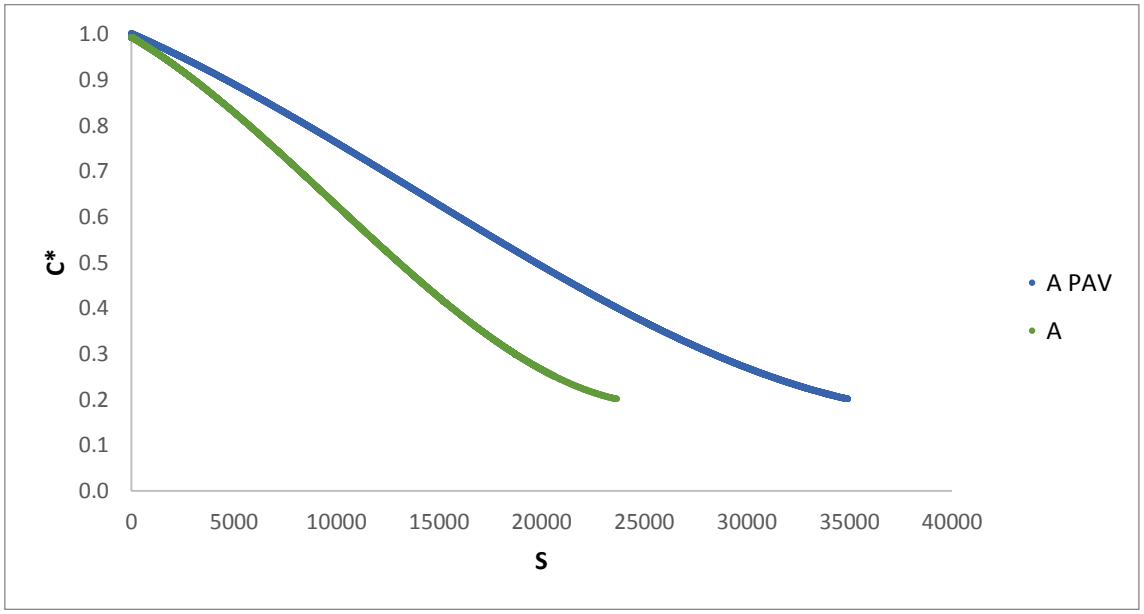

FIGURA 39: CURVA CARATTERISTICA DI DANNO PER I BITUMI A E A PAV

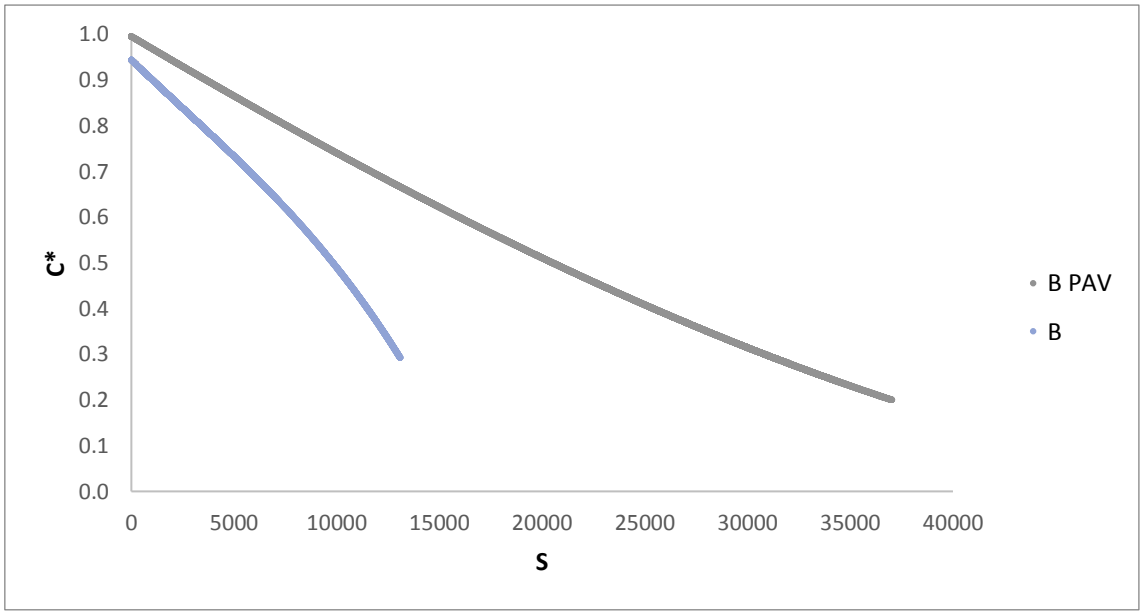

FIGURA 40: CURVA CARATTERISTICA DI DANNO PER I BITUMI B E B PAV

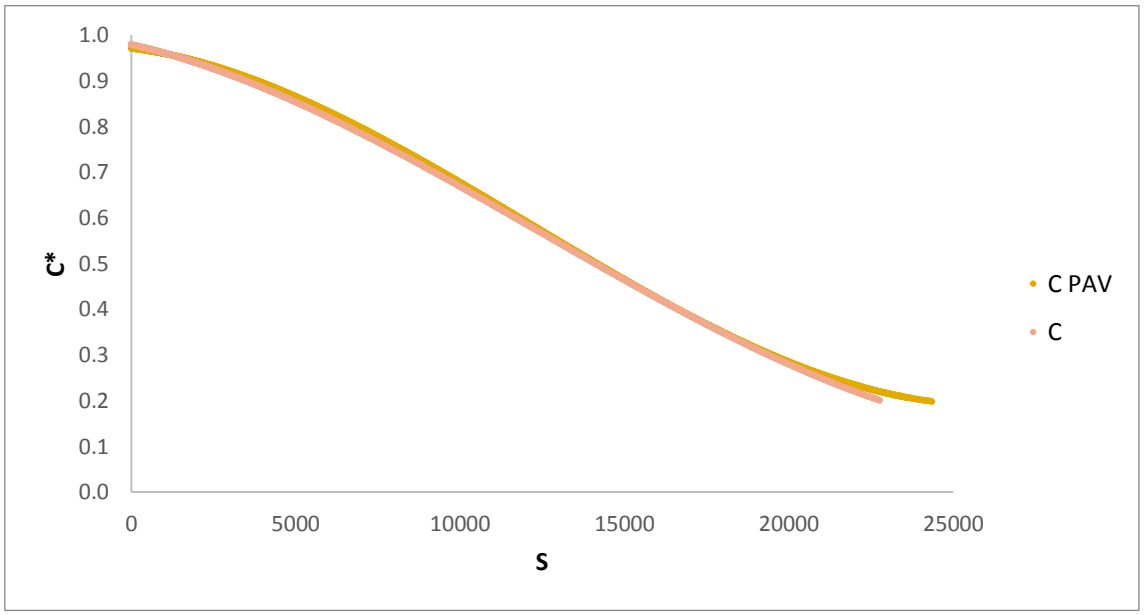

FIGURA 41: CURVA CARATTERISTICA DI DANNO PER I BITUMI C E C PAV

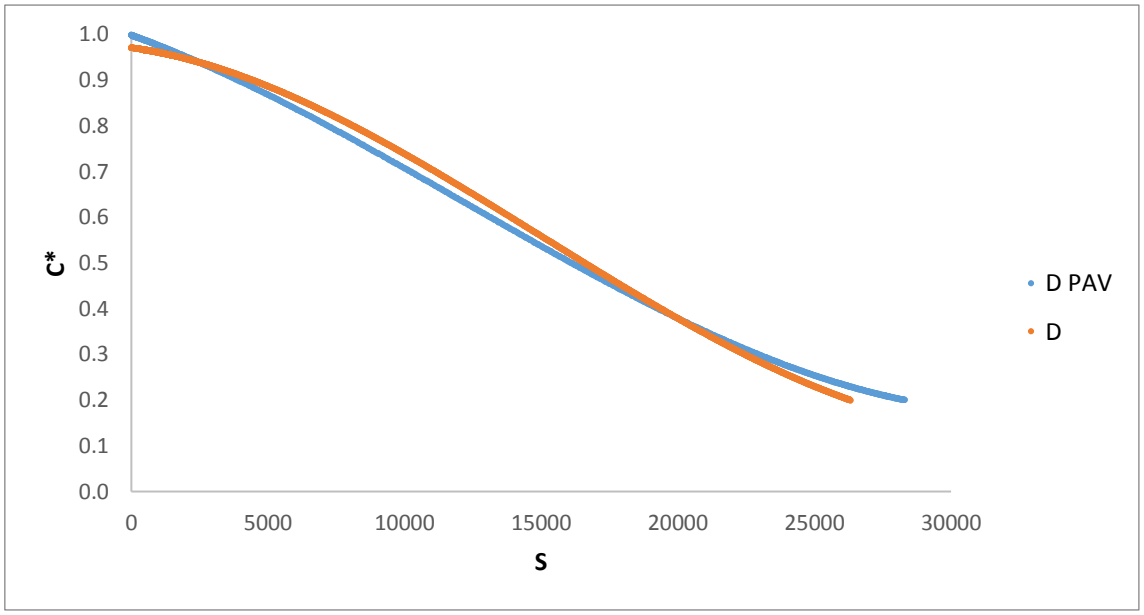

FIGURA 42: CURVA CARATTERISTICA DI DANNO PER I BITUMI D E D PAV

Dai grafici precedenti si osserva come il processo di invecchiamento sembrerebbe apportare un effetto benefico nella capacità di accumulare danneggiamento interno dei materiali adottati nel presente lavoro sperimentale. In particolare, questo è risultato essere maggiormente vero per i materiali A e B che hanno incrementato la loro resistenza alla propagazione del danno esibendo curve caratteristiche di danno allo stato invecchiato più estese rispetto alla condizione vergine, mentre per i bitumi C e D non sono emerse significative differenze.

5 CONCLUSIONI

La sperimentazione oggetto del presente lavoro di tesi è stata sviluppata per studiare il degrado meccanico per fatica di leganti bituminosi, attraverso l'applicazione di un modello che tenesse in conto dell'effetto della non linearità. Il modello adottato è stato il *Non-Linear Viscoelastic Continuum Damage Model* (NL-VECD), il quale combinando differenti fondamenti teorici utilizza delle pseudo grandezze così da eliminare la viscoelasticità dallo studio e permettere, dunque, di implementare un'analisi elastica in luogo di una viscoelastica. Attraverso tale modello, è possibile, inoltre, studiare in maniera indipendente gli effetti viscoelastici lineari, quelli non lineari e il danno.

A conclusione del lavoro sperimentale si possono desumere le seguenti considerazioni.

Con riferimento ai materiali selezionati per lo studio, i risultati hanno evidenziato comportamenti differenti tra loro nei confronti del danneggiamento da fatica. Questo risultato si è rivelato in linea con l'idea iniziale di testare materiali che fossero tra di loro molto diversi dal punto di vista della composizione chimica e delle caratteristiche tenso-deformative.

Dal confronto delle prestazioni dei materiali vergini e invecchiati è emerso l'importanza del processo di invecchiamento sui leganti bituminosi, i cui risultati hanno riportato, inaspettatamente, un miglioramento della capacità del materiale di accumulare danno. Allo stesso tempo, ciò ha comportato che il ranking tra materiali invecchiati fosse differente rispetto a quello relativo ai materiali vergini, per cui i materiali che inizialmente erano considerati più prestanti si sono rivelati meno efficaci dopo il processo di invecchiamento.

Il modello *NL-VECD* si è rivelato uno strumento valido per discriminare il comportamento a fatica dei diversi leganti bituminosi riuscendo a depurare quest'ultimo dagli effetti non lineari. Nonostante ciò, occorre sottolineare il fatto che le curve caratteristiche di danno ottenute non abbiano sempre rispettato una delle principali ipotesi su cui il modello stesso si basa, secondo la quale le curve avrebbero dovuto essere uniche e indipendenti dall'entità della deformazione imposta. I risultati hanno invece mostrato un andamento non sempre univoco, suggerendo quindi una loro dipendenza dalla deformazione applicata.

BIBLIOGRAFIA

- Schapery, R.A. (1967). Stress Analysis of Viscoelastic Composite Materials. *Journal of composite materials*.
- Safaei, F.; Castorena, C.; & Kim, Y.R. (2016). Linking asphalt binder fatigue to asphalt mixture fatigue performance using viscoelastic continuumdamage modeling. *Mech Time-Depend Mater (2016)*.
- Park, S.W.; Kim, Y.R.; & Schapery, R.A. (1999). A viscoelastic continuum damage model and its application to uniaxial behavior of asphalt concrete. *Mechanics of materials vol.24-4 pag.241-255*.
- Underwood, B.S. (2015). A continuum damage model for asphalt cement and asphalt mastic fatigue. *International journal of fatigue (2015)*.
- Safaei, F.; & Castorena, C. (2017). Material nonlinearity in asphalt binder fatigue testing and analysis. *Materials and Design. vol.133 (2017) pag.376-389*.
- Xuedong, G.; Mingzhi, A.; Wenting, D.; Kaixuan, Z.; & Jilu, L. (2017). Research on the fatigue whole life of asphalt mixture based on the nonlinear damage theory. *Construction and Buildng Materilas. Vol.156(2017) pag.546-554*.
- Rajbongshi, P.; & Thongram, S. (2016). An approach for nonlinear fatigue damage evaluation in aspahlt pavements. *J. Inst. Eng. India Ser. A vol.97(3) pag.191-198*.
- Reginatto, J.P. (2018). Investigating linear and non-linear damage behaviour of bituminous binders by means of continuum damage approach. *Polito webthesis*.
- Petretto, F. (2012). La reologia dei leganti bituminosi stradali: studio delle proprietà meccaniche a seguito di processi di “aging” in laboratorio. *Amsdottorato.unibo*
- Baglieri, O.; & Riviera, P.P. (2017-2018). Costruzioni di strade, ferrovie ed aeroporti. *Materiale didattico*
- Briguglio, G. (2018-2019). Studio comparativo di protocolli sperimentali per la valutazione della capacità di autoriparazione di leganti bituminosi. *Polito webthesis*.

- Williams, M. L.; Landel, R. F.; Ferry, J. D. (1955). The Temperature Dependence of Relaxation Mechanisms in Amorphous Polymers and Other Glass-forming Liquids. *J. Am. Chem. Soc. 77 (14): 3701–3707*

SITOGRAFIA

- https://it.wikipedia.org
- https://theasphaltpro.com/articles/age-the-binder-properly-for-testing/
- https://m.controls-group.com/eng/products/bitumen-testing-equipment/pressure-ageing-vessel-pav__
- https://www.certifiedmtp.com/pressure-aging-vessel/
- http://shell-usa.com/Iatroscan/
- https://www.anton-paar.com/it-it/
- http://www.wee-solve.de/en/amplitude-sweep.html
- https://www.netzsch-thermal-analysis.com/it/industrie-rami/glossary/williams-landel-ferry-equation-for-master-curve/