Ett **SRUF**-projekt

Datum 2005-07-08

Författare Richard Nilsson

Skanska Sverige AB Skanska Teknik - Väg och Asfalt Box 9044 200 39 Malmö Tel.: 040-14 49 87 Fax: 040-14 49 95

> Beteckning ID: 11485

APPLICERING AV EN VISKOELASTOPLASTISK MATERIALMODELL PÅ SVENSKA BELÄGGNINGSTYPER



Projekt ID: 11485

Skanska Sverige AB Skanska Teknik Teknik Väg & Asfalt Box 9044 200 39 Malmö

Applicering av en viskoelastoplastisk materialmodell på svenska beläggningstyper

Ett SBUF-projekt

Richard Nilsson

Förord

Projektet har drivits av Skanska Sverige AB, Skanska Teknik Väg och Asfalt och har finansierats av Skanska, SBUF och i viss mån även Vägverket. I styr och referensgrupperna har det funnits representanter från Skanska, Lunds Tekniska Högskola, VTI, Ramböll samt Vägverket. Författaren är tacksam för finansiärernas ekonomiska stöd samt för stödet från personerna som ingått i styr- och referensgrupperna, utan detta stöd hade projektet inte kunnat genomföras.

Syftet med projektet var att applicera VEPCD-modellen på svenska beläggningstyper. Om det visar sig att modellen kan användas även på svenska beläggningstyper kan dessa utvärderas på ett mera korrekt sätt jämfört med dagens metoder. Tidsåtgången och antalet testade provkroppar bör också kunna reduceras kraftigt eftersom samma modell kan användas för att beskriva utmattningsegenskaperna och motståndskraften mot permanenta deformationer, dvs. endast en testserie behöver köras.

Laboratorieförsöken har utförts vid Skanskas Vägtekniska Centrum – VTC Syd i Malmö. Författaren riktar ett stort tack till personalen, som har genomfört försöken på ett förtjänstfullt sätt.

Malmö juli 2005

Innehållsförteckning

SA	MMANFATTNING	I
1	INLEDNING	1
	1.1 BAKGRUND	1
	1.2 SYFTE OCH MÅL	2
•		•
2	METOD OCH MATERIAL	3
	2.1 ARBETSGANG	3
	2.2 MATERIAL	4
	2.2.1 AG22, 160/220 (referens)	4
	2.2.2 AG22, /0/100	4
	2.2.3 PMB nart koncept	4
	2.2.4 PMD IIIJUKI KOICEPI	5
	2.5 FREE VEINSSVEF FOR DESTRIVINING AV MASTERKORVA	5 7
	2.5 PREDIKTION AV RELAVATIONSMODUL E(t) ERÅN EREKVENSSVEP	8
	2.6 PREDIKTION AV KRYPMODUL D(t) FRÅN FREKVENSSVEP	9
	2.7 MONOTONISKA FÖRSÖK	10
	2.8 VISKOELASTICITETSTEORI	12
	2.8.1 Korrespondansprincipen	13
	2.8.2 Enaxiell konstitutionell modellering baserad på "Work Potential Theory"	14
	2.9 VISKOELASTOPLASTISK MATERIALMODELL, VEPCD-MODELL	17
	2.9.1 Modellering av viskoelastiskt (VE) materialbeteende	17
	2.9.2 Modellering av viskoplastiskt (VP) materialbeteende	19
	2.10 EN MEKANISTISK MODELL FÖR PREDIKTION AV ASFALTBELÄGGNINGARS	
	UTMATTNINGSEGENSKAPER	21
2	σεςιή τατ όρυ διεκήςειον	22
3	$\mathbf{RESULTAT UCH DISKUSSION}$	23
	3.2 DVNAMISK MODUL OCH FASVINKEL	23
	3.2 Drivanisk modul och fasvinkel för AG22 160/220 (referens)	24
	3.2.7 Dynamisk modul och fasvinkel för AG22, 70/100	25
	3.2.3 Dynamisk modul och fasvinkel för PMB hårt koncept.	27
	3.2.4 Dynamisk modul och fasvinkel för PMB miukt koncept	$\frac{-}{28}$
	3.2.5 Masterkurvor.	28
	3.3 MONOTONISKA FÖRSÖK	34
	3.3.1 Prediktion av utmattningsegenskaper från monotoniska försök	34
	3.3.2 Modellering av viskoelastiskt (VE) beteende	37
	3.3.2.1 Kalibrering av den viskoelastiska (VE) modellen	37
	3.3.2.2 Validering av den viskoelastiska (VE) modellen	43
	3.3.2.3 Utvärdering av beläggningar genom att använda den viskoelastiska (VE)	
	modellen	46
	3.3.3 Modellering av viskoplastiskt (VP) beteende och formulering av VEPCD modellen	47
	3.3.3.1 Kalibrering av den VEPCD modellen	48
	3.3.3.2 Utvärdering av beläggningar genom att använda den viskoplastiska (VP)	
	modellen	48
	5.5.5.5 Validering av den VEPCD modellen	49
	5.4 FUKISATI AKBETE UCH IMPLEMENTERING AV RESULTATEN	52
4	SLUTSATSER	53
-		

REFERENSER

Sammanfattning

I takt med att antalet funktionsentreprenader, PPM- eller BOT-projekt etc. förväntas öka ställer det även högre krav på att entreprenören kan utvärdera och beskriva vad som händer med de material som används i den aktuella konstruktionen. Om detta kan göras med en fundamentalt riktig materialmodell minskar risken, för både entreprenör och beställare, vilket i sin tur minskar risken för att konstruktionen ska gå till förtida brott med kostsamma konsekvenser för de inblandade parterna som följd.

Idag måste utmattningsegenskaperna och motståndskraften mot permanenta deformationer utvärderas separat vilket kräver omfattande och tidskrävande laboratoriearbetet. För att få ett någorlunda statistiskt säkert resultat behövs enligt metoden 12-18 provkroppar (utmattning). Detta betyder, förutom att det är tidskrävande, att testmaskinen är uppbunden under en lång tidsperiod, något som kan vara problematiskt under säsongen då många test ska köras. Om sedan även motståndskraften mot permanenta deformationer ska utvärderas krävs en helt ny testserie och en annan testmetod för att kunna utföra detta.

Syftet med projektet är att applicera VEPCD-modellen (viscoelastoplastic continuum damage model) på svenska beläggningstyper. Om det visar sig att modellen kan användas även på svenska beläggningstyper kan dessa utvärderas på ett mera korrekt sätt jämfört med dagens metoder. Tidsåtgången och antalet testade provkroppar bör också kunna reduceras kraftigt eftersom samma modell kan användas för att beskriva utmattningsegenskaperna och motståndskraften mot permanenta deformationer, dvs. endast en testserie behöver köras.

Två omodifierade beläggningstyper och två polymermodifierade typer har testats i studien. Som referens har en AG22, 160/220 använts. Den största anledningen till valet av denna beläggningstyp är att den historiskt har en mycket stor utbredning i Sverige och det finns därför mycket data tillgänglig för eventuella jämförelser.

Beläggningsplattor tillverkades i av en "Rolling-Wheel-Compactor". Efter borrning och kapning hade provkropparna en diameter på 75 mm och en höjd på 150 mm (2:1-förhållande mellan höjd och diameter). Därefter bestämdes hålrumshalterna, provkroppar som avvek kraftigt (uppåt eller neråt) från målhålrumshalten på ca 4-5 % sorterades bort och användes inte vid testerna. Innan provkropparna var redo för testning försågs de med ändplattor så att båda drag- och tryckpåkänningar skulle kunna appliceras under försökets gång. Ändplattorna limmades fast på provkropparna och på mantelytan limmades LVDT-hållare fast så att deformationerna skulle kunna mätas.

Innan någon förstörande provning utfördes kördes en serie frekvenssvep (enaxiella försök) vid olika temperaturer. Från ett frekvenssvep kan den dynamiska modulen ($|E^*|$) eller komplexmodulen (E^*) och fasvinkeln (ϕ) bestämmas. Om den dynamiska modulen och fasvinkeln bestäms vid flera temperaturer är det möjligt att skapa en masterkurva för materialet genom att skifta de individuella kurvorna i horisontalled tills en jämn masterkurva erhålls.

De monotoniska försöken som utfördes i denna studie användes för att:

- prediktera utmattningsegenskaperna,
- validera tid-temperatur (t-T) superpositioneringsprincipen med ökande skador i materialet,

- bestämma viskoelastiska (VE) samt viskoplastiska (VP) modellkoefficienterna och
- validera VEPCD-modellen

Lågtemperaturegenskaperna bestämdes med utgångspunkt från monotoniska försök körda vid låga temperaturer och/eller snabba belastningshastigheter. Materialens motståndskraft mot permanenta deformationer utvärderades genom att utföra monotoniska försök vid höga temperaturer och/eller långsamma belastningshastigheter,

Metodiken som har använts i detta arbete baseras på att två separata modeller utvecklas för att beskriva de viskoelastiska (VE) respektive viskoplastiska töjningarna (VP) i materialet. Schapery's viskoelastiska continuum damage model (CDM) används för att karakterisera det viskoelastiska beteendet medan en töjningshårdnande modell används för att beskriva det viskoplastiska beteendet. Genom att integrera de båda modellerna kan den totala töjningen för materialet predikteras.

Utvärderingen har visat att VEPCD modellen fungerar bra och att det är möjligt att prediktera den totala töjningen upp till lokalisering för de monotoniska försöken som har använts vid valideringen. Med utgångspunkt från de karakteristiska kurvorna (C vs S resp. C vs S*), de viskoelastiska (VE) och viskoplastiska (VP) modellerna samt den förenklade konstitutiva modellen för att beskriva utmattningsegenskaperna kunde utmattningsegenskaperna och motståndskraften mot permanenta deformationer utvärderades. Det visade sig att den förenklade konstitutiva modellen fungerade bra och att det var möjligt att skapa traditionella Wöhler-diagram baserade på data från enkla och snabba monotoniska dragförsök. Försöken visar också att de mekaniska egenskaperna för de polymermodifierade beläggningarna är mycket olika beroende på vilken typ av polymermodifiering som används. Om metodiken som har använts i detta projekt används för att utvärdera materialegenskaperna hos asfaltbeläggningar kan tidsåtgången för utvärderingen reduceras kraftigt jämfört med konventionella metoder. Totalt användes ca 10 provkroppar per beläggningstyp. Utöver detta erhålls även en mera korrekt bild av materialegenskaperna.

Det framtida arbetet kommer att fokuseras på att utföra flera försök under varierande förhållanden, exempelvis cykliska försök med slumpmässigt vald belastning, statiska och dynamiska krypförsök (tryckpåkänningar). Slutligen kommer modellen att utvidgas till en triaxiell modell där liknande försök som utförts utan omgivningstryck kommer att utföras med omgivningstryck. I dagsläget är det troligtvis lite för tidigt att implementera modellen i befintliga system för dimensionering av vägar. Det kan dock finnas en potential att använda metodiken för att snabbt och enkelt bilda sig en uppfattning om olika materials fundamentala egenskaper på laboratorienivå. Den största fördelen med VEPCD modellen är att både lågtemperaturegenskaper (utmattning samt termisk sprickbildning) och högtemperaturegenskaper (motståndskraft mot permanenta deformationer) kan utvärderas med samma modell. Som en bonus erhålls även styvhetsmodulerna för materialet eftersom masterkurvan måste bestämmas för att kunna applicera metodiken.

1 Inledning

1.1 Bakgrund

Utmattningssprickor orsakade av tung trafik, permanenta deformationer (spårbildning), termisk sprickbildning, ojämnheter (IRI), tjäle och reflektionssprickor är några av de dimensioneringskriterier som kan användas då en väg dimensioneras.

En analytisk (mekanistisk) dimensioneringsmodell består vanligtvis av två huvudmodeller; materialmodeller för materialen i överbyggnaden och terrassen samt en strukturell responsmodell. Den strukturella responsmodellens uppgift är att beräkna spänningar och töjningar i överbyggnaden, som sedan används för att prediktera nedbrytningen av vägen, dvs. hur exempelvis utmattningssprickor, spår, ojämnheter etc. utvecklas över tiden. För att den strukturella responsmodellen ska ge realistiska resultat krävs att de ingående materialmodellerna är baserade på fundamentalt riktiga antaganden. De materialmodeller som används i Sverige idag baseras oftast på linjärelastiska teorier trots att det är allmänt känt att materialet uppvisar elastiska, viskoelastiska, viskoplastiska och plastiska egenskaper. Att då försöka beskriva materialegenskaperna med en elastisk materialmodell är därför inte helt tillfredsställande.

I takt med att antalet funktionsentreprenader, PPM- eller BOT-projekt etc. förväntas öka ställer det även högre krav på att entreprenören kan utvärdera och beskriva vad som händer med de material som används i den aktuella konstruktionen. Om detta kan göras med en fundamentalt riktig materialmodell minskar risken, för både entreprenör och beställare, vilket i sin tur minskar risken för att konstruktionen ska gå till förtida brott med kostsamma konsekvenser för de inblandade parterna som följd.

Idag måste utmattningsegenskaperna och motståndskraften mot permanenta deformationer utvärderas separat vilket kräver omfattande och tidskrävande laboratoriearbetet. Exempelvis kan nämnas att i vissa fall (vid låga initiala töjningsnivåer) kan det krävas att en provkropp testas under flera dygn i sträck innan den går till brott då utmattningsegenskaperna utvärderas enligt VTI:s föreskrivna metod. För att få ett någorlunda statistiskt säkert resultat behövs enligt metoden 12-18 provkroppar. Detta betyder, förutom att det är tidskrävande, att testmaskinen är uppbunden under en lång tidsperiod, något som kan vara problematiskt under säsongen då många test ska köras. Om sedan även motståndskraften mot permanenta deformationer ska utvärderas krävs en helt ny testserie och en annan testmetod för att kunna utföra detta (oftast körs dynamisk krypstabilitet enligt FAS 468). Eftersom utmattningsförsöken är förstörande betyder det att nya borrkärnor måste borras upp, alternativt tillverkas, innan testerna kan påbörjas.

I ett doktorandprojekt, "*Materialtekniska betingelser för utmattning av asfaltbeläggningar*", som bedrevs vid Lunds Tekniska Högskola (LTH) och som delvis finansierades av SBUF (ID 7015), användes med gott resultat en viskoelastisk continuum damage model (CDM) utvecklad av Dr. Schapery. I projektet visades att det var möjligt att beskriva nedbrytningen av materialet med **en** karakteristisk materialfunktion då olika typer av laboratorieförsök användes (spännings- och töjningskontrollerade cykliska försök samt monotoniska försök). Det var även möjligt att flytta den karakteristiska materialfunktionen till en valfri temperatur genom att använda samma skiftfaktorer som användes då masterkurvan för det aktuella materialet bestämdes. Både omodifierade och polymermodifierade beläggningstyper utvärde-

rades med gott resultat i projektet. Dessa observationen gör det möjligt att kraftigt reducera antalet testade provkroppar och tidsåtgången då utmattningsegenskaperna för ett material ska bestämmas.

En nackdel med den i doktorandprojektet använda materialmodellen är att den endast kan beskriva materialets elastiska och viskoelastiska egenskaper. Vid höga temperaturer och/eller långsamma belastningstider uppstår även viskoplastiska och plastiska deformationer (permanenta) som inte den använda modellen klarar av att beskriva. Detta problem kan idag lösas genom att använda Dr. Schapery's vidareutveckling av den ursprungliga modellen. Vidareutvecklingen är en viskoelastoplastisk continuum damage (VEPCD) modell som kan användas för att beskriva både materialets lågtemperaturegenskaper (utmattningssprickor och termisk sprickbildning) och högtemperaturegenskaper (permanenta deformationer). Den vidareutvecklade materialmodellen har även valts ut av amerikanarna och kommer troligtvis att ingå som en del i framtida versioner av deras designguide (ME-PDG).

1.2 Syfte och mål

Syftet med projektet är att applicera VEPCD-modellen på svenska beläggningstyper. Om det visar sig att modellen kan användas även på svenska beläggningstyper kan dessa utvärderas på ett mera korrekt sätt jämfört med dagens metoder. Tidsåtgången och antalet testade provkroppar bör också kunna reduceras kraftigt eftersom samma modell kan användas för att beskriva utmattningsegenskaperna och motståndskraften mot permanenta deformationer, dvs. endast en testserie behöver köras.

Det förväntade resultatet från projektet är en vetenskaplig rapport samt ökad förståelse av VEPCD-modellen, som kan ligga till grund för framtida mera omfattande studier. Om det visar sig att metodiken fungerar väl även på svenska beläggningstyper bör det även leda till tids- och kostnadsbesparingar då de mekaniska egenskaperna utvärderas.

2 Metod och material

I detta kapitel kommer de teorier och beräkningar som ligger till grund för resultaten i kommande kapitel att redovisas i detalj. Samtliga ekvationer som använts i studien återfinns i nedanstående kapitel. Utöver detta kommer arbetsgången och de använda materialen att beskrivas översiktligt.

2.1 Arbetsgång

De aktuella beläggningsmassorna togs ut från varmhållningsfickan på verket och placerades därefter i kartonger för vidare transport till laboratoriet. Efter uppvärmning tillverkades plattor med hjälp av en "Rolling-Wheel-Compactor".

Efter borrningen kapades provkropparna. Provkropparna hade en diameter lika med 75 mm och en höjd på 150 mm (2:1-förhållande mellan höjd och diameter).

Efter kapningen bestämdes skrymdensiteterna enligt FAS 427-98, därefter kunde hålrumshalterna beräknas enligt FAS 413-97. Provkroppar som avvek kraftigt (uppåt eller neråt) från målhålrumshalten på ca 4-5 % sorterades bort och användes inte vid testerna.

Efter torkning försågs provkropparna med ändplattor så att båda drag- och tryckpåkänningar skulle kunna appliceras under försökets gång. Ändplattorna limmades fast på provkropparna med ett starkt epoxilim. På mantelytan limmades LVDT-hållare fast så att deformationerna skulle kunna mätas. Efter konditionering i klimatskåp är provkroppen redo för testning.

Innan någon förstörande provning utfördes kördes en serie frekvenssvep (enaxiella försök). Från ett frekvenssvep kan den dynamiska modulen ($|E^*|$) eller komplexmodulen (E^*) och fasvinkeln (ϕ) bestämmas. Dessa parametrar beskriver de mekaniska egenskaperna hos ett viskoelastiskt material och beskriver relationen mellan spänning och töjning då en sinusformad belastning används. Om den dynamiska modulen och fasvinkeln bestäms vid flera temperaturer är det möjligt att skapa en masterkurva för materialet genom att skifta de individuella kurvorna i horisontalled tills en jämn masterkurva erhålls. Masterkurvan behövs i ett senare skede då pseudostrainkonceptet används, för ytterligare detaljer se kapitel 2.3.

För att studera materialens hastighetsberoende egenskaper och för att ta fram indata till VEPCD-modellen och den förenklade konstitutiva modellen för prediktion av utmattningslivslängden hos asfaltbeläggningar utfördes monotoniska försök. Lågtemperaturegenskaperna bestämdes med utgångspunkt från monotoniska försök körda vid låga temperaturer och/eller snabba belastningshastigheter. Materialens motståndskraft mot permanenta deformationer utvärderades genom att utföra monotoniska försök vid höga temperaturer och/eller långsamma belastningshastigheter, för ytterligare detaljer se kapitel 2.7. Som jämförelse kördes även ett begränsat antal dynamiska krypförsök enligt FAS 468.

2.2 Material

Två omodifierade beläggningstyper och två polymermodifierade typer har testats i studien. Som referens har en AG22, 160/220 använts. Den största anledningen till valet av denna beläggningstyp är att den historiskt har en mycket stor utbredning i Sverige och det finns därför mycket data tillgänglig för eventuella jämförelser.

2.2.1 AG22, 160/220 (referens)

Referensbeläggningen är en omodifierad AG22 standardmassa med en bindemedelshalt på 4.8 vikt-%.

Beläggningsmassan togs ut från varmhållningsfickan på verket och placerades därefter i kartonger för vidare transport till laboratoriet. Efter uppvärmning av massan på nytt har packning av plattor sedan skett med en "Rolling-Wheel-Compactor".

2.2.2 AG22, 70/100

Detta är en omodifierad standardmassa med en bindemedelshalt på 4.9 vikt-% och en cementtillsats på 1.0% för att förbättra vidhäftningen.

Beläggningsmassan togs ut från varmhållningsfickan på verket och placerades därefter i kartonger för vidare transport till laboratoriet. Efter uppvärmning av massan på nytt har packning av plattor sedan skett med en "Rolling-Wheel-Compactor".

2.2.3 PMB hårt koncept

Beläggningen som har fått benämningen "PMB hårt koncept" är en av Skanskas specialprodukter. Graderinge för massan kan i stora drag jämföras med en AG-beläggning. Bindemedlet är av typen PMB, dvs. ett polymermodifierat bitumen ingår, vilket betyder att ursprungsbituminet har modifierats med den aktuella polymeren i en polymerfabrik innan slutprodukten har tillsatts i samband med blandningen av massan. Polymeren som använts är av familjen EBA (Etylen butadien acetat) och ursprungsbituminet är av typen 70/100. Efter tillsats av polymeren erhålls ett relativt styvt bindemedel med en penetration i intervallet 50/70 och en mjukpunkt på över 60. Används denna typ av polymermodifierat bindemedel i en asfaltmassa erhålls en mycket styv beläggning med hög motståndskraft mot permanenta deformationer. Detta gör beläggningen lämplig för ytor med tunga påkänningar, därav benämningen "PMB hårt koncept".

Beläggningsmassan togs ut från varmhållningsfickan på verket och placerades därefter i kartonger för vidare transport till laboratoriet. Efter uppvärmning av massan på nytt har packning av plattor sedan skett med en "Rolling-Wheel-Compactor".

2.2.4 PMB mjukt koncept

Beläggningen som har fått benämningen "PMB mjukt koncept" är samma beläggningstyp som valdes ut till det bundna bärlagret på E6:an vid Uddevalla. Sträckan ingår som en del i ProvvägE6. Arbetet som låg till grund för valet av denna beläggning till det bundna bärlagret finns beskrivet i en SBUF-rapport (ID: 11138) med titeln "*PMB identifiering av egenskaper i bitumen som ger rätt egenskap i beläggningen*". Bindemedelshalten är 4.5 % och det ingående bindemedlet är polymermodifierat (PMB) med beteckningen 100/150-75. Polymeren som har använts är av typen SBS (Styren butadien styren). Polymeren har hög elasticitet och därmed bra flexibilitet vid låga temperaturer och har tidigare använts då goda utmattnings-egenskaper eftersträvats, därav benämningen "PMB mjukt koncept".

Beläggningsmassan till detta projekt togs från asfaltläggaren i samband med läggningen och placerades därefter i kartonger för vidare transport till laboratoriet. Efter uppvärmning av massan på nytt har packning av plattor sedan skett med en "Rolling-Wheel-Compactor".

2.3 Frekvenssvep för bestämning av masterkurva

Komplexmodulen (E*) består av storage modulus och loss modulus enligt ekvation (2-1) nedan.

$$E^* = E' + iE'' = |E^*| \cdot e^{i\phi}$$
(2-1)

där E^* = komplexmodulen E' = storage modulus E'' = loss modulus i = (-1)¹/₂

Om komplexmodulen beskrivs i polär form definieras $|E^*|$, eller den s.k. dynamiska modulen enligt ekvation (2-2).

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

och fasvinkeln ϕ beskrivs enligt följande ekvation:

$$\phi = \tan^{-1} \left(\frac{E^{\prime \prime}}{E^{\prime}} \right) \tag{2-3}$$

Värdena på storage och loss modulerna är relaterade till den dynamiska modulen och fasvinkeln enligt ekvationerna (2-4) och (2-5).

$$E' = |E^*| \cos \phi$$
 (2-4)
 $E'' = |E^*| \sin \phi$ (2-5)

Ekvationerna (2-4) och (2-5) kan även uttryckas grafiskt enligt Figur 2-1 nedan.



Figur 2-1 Grafisk beskrivning av komplexmodul och fasvinkel

Ett typiskt utseende hos ett frekvenssvep visas i Figur 2-2. Den dynamiska modulen beräknas genom att dividera spänningsamplituden (σ_0) med töjningsamplituden (ϵ_0) från ett cykliskt försök enligt ekvation (2-6).

$$\left|E^*\right| = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} \tag{2-6}$$

Fasvinkeln beskrivs som den vinkel med vilken töjningsresponsen (deformationen) släpar efter den pålagda spänningsnivån (lasten) och beräknas med ekvation (2-7). Fasvinkeln beskriver även graden av viskoelasticitet hos ett viskoelastiskt material, en fasvinkel lika med noll grader (0°) betyder att materialet är helt elastiskt medan en fasvinkel lika med nittio grader (90°) är helt visköst.

$$\phi = 2 \cdot \pi \cdot f \cdot \Delta t \tag{2-7}$$

där

= frekvensen f = fasförskjutningen mellan spänning och töjning Δt

Ibland skrivs även 2 $\pi f \operatorname{som} \omega$.

~



Figur 2-2 Typiskt utseende för input (spänning) och respons (töjning) hos ett frekvenssvep

2.4 Skiftfaktor

Asfalt är ett viskoelastiskt material som uppvisar både tids- och temperaturberoende (t-T) deformationer då det belastas. Vid höga temperaturer och/eller långa belastningstider uppstår även viskoplastiska och plastiska deformationer som inte är återgående. Det är även allmänt känt att materialet är ett termoreologiskt enkelt material då det befinner sig i sitt linjärt viskoelastiska område, dvs. effekterna av en förändring av tid eller frekvens och temperatur kan beskrivas med en gemensam parameter, den s.k. skiftfaktorn. Effekten av detta blir att samma materialegenskaper uppvisas antingen vid låga temperaturer och långsamma belastningstider eller vid höga temperaturer och snabba belastningstider. Materialets viskoelastiska egenskaper, exempelvis relaxationsmodul eller krypmodul, som en funktion av tid (eller frekvens) vid olika temperaturer kan skiftas horisontells längs tidsaxeln (log-skala) så att en karakteristisk masterkurva bildas. Masterkurvan är en funktion av den aktuella materialegenskapen och reducerad tid vid en godtyckligt vald referenstemperatur.

Därför kan relaxationsmodulen för en vald tid och temperatur beskrivas enligt ekvation (2-8) nedan

$$E(t, T) = E(\xi)$$
 (2-8)

- $\xi = \frac{t}{a_T}$ där (2-9)
- = tid innan skiftning till en given temperatur T, t = reducerad tid vid en referenstemperatur T_0 , och ξ = skiftfaktorn för temperaturen T. a_T

Skiftfaktorerna, a_T , används för att skifta den dynamiska modulen, $|E^*|$, och fasvinkeln, ϕ , längs frekvensaxeln tills en jämn masterkurva vid en godtyckligt vald referenstemperatur uppnås. Skiftningen definieras enligt ekvation (2-10) nedan:

$$Log (f_R) = log (f x a_T)$$
(2-10)

där

 f_R = reducerad frekvens vid referenstemperaturen, f = frekvens vid en given temperatur innan skiftning, och a_T = skiftfaktor för temperatur T.

De välkända WFL (Willams, Landel, Ferry) (2-11) samt Arrhenius-ekvationerna (2-12) kan också användas för att bestämma skiftfaktorerna.

$$\log a_T = \log \frac{t_T}{t_{T_0}} = \frac{C_1(T - T_0)}{C_2 + T - T_0}$$
(2-11)

$$\log a_{T} = \frac{0.4343 \cdot \Delta H}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_{0}} \right)$$
(2-12)

där C₁ och C₂ är konstanter som är beroende av referenstemperaturen T₀ (uttryckt i grader Kelvin). T är den aktuella temperaturen, också i grader Kelvin, Δ H är aktiveringsenergin och R (8.3144 J/mol/K) är den universella gaskonstanten. WLF-ekvationen kan bara användas för temperaturer över glastransitonstemperaturen, som normalt är cirka -30 °C för asfaltbeläggningar.

2.5 Prediktion av relaxationsmodul, E(t), från frekvenssvep

Relaxationsmodulen, E(t), för de testade beläggningarna predikterades med utgångspunkt från den dynamiska modulen ($|E^*|$) och fasvinkeln (ϕ) genom att använda en approximativ metod utvecklad av Schapery and Park (1999), se ekvationerna (2-13), (2-14) och (2-15) nedan.

$$E(t) \cong \frac{1}{\lambda'} E'(\omega) \Big|_{\omega = (1/t)}$$
(2-13)

$$\lambda' = \Gamma(1-n)\cos\left(\frac{n\pi}{2}\right) \tag{2-14}$$

$$n \equiv \frac{d \log E'(\omega)}{d \log \omega}$$
(2-15)

där E(t) är relaxationsmodulen, $E'(\omega)$ är storagemodulen, ω (omega) är vinkelfrekvensen och Γ är gammafunktionen. Storagemodulen kan beräknas med ekvation (2-16). För ytterligare information om frekvenssvepen hänvisas till kapitel 3.

$$E' = |E^*| \cos\phi \tag{2-16}$$

När värdena för relaxationsmodulen hade bestämts anpassades en Prony-serie enligt ekvation (2-17) till mätdata för att få fram en matematisk beskrivning av materialfunktionen.

$$E(t) = E_{\infty} + \sum_{i=1}^{N} E_i \exp^{-\frac{t}{\rho_i}}$$
(2-17)

där E_{∞} är jämviktsmodulen för oändligt långa belastningstider, E_i är regressionskonstanter och ρ_i är relaxationstiderna.

Det finns flera sätt att bestämma modellkonstanterna då en Prony-serie används. Ett angreppssätt är att minimera felen mellan mätta och beräknade värden. En annan metod, som har använts i detta arbete, är att jämföra mätta och beräknade värden i flera punkter. Denna metod kallas kollokationsmetoden (collocation method) och finns beskriven i detalj i Huang (1993). Vanligtvis eftersträvas endast positiva konstanter för att undvika matematisk instabilitet men uppstår inga problem vid beräkningarna fungerar det lika bra med en blandning av positiva och negativa konstanter.

2.6 Prediktion av krypmodul, D(t), från frekvenssvep

När relaxationsmodulen, E(t), har bestämts, med utgångspunkt från dynamisk modul och fasvinkel, kan relaxationsmodulen i sin tur sedan konverteras till krypmodulen, D(t), genom att använda en approximativ metod utvecklad av Park and Kim (1999). Det approximativa sambandet mellan E(t) och D(t) är baserat på användning av potensfunktioner för att beskriva förhållandet mellan materialfunktionerna. Både krypmodul och relaxationsmodul beskrivs med rena potensfunktioner enligt ekvationerna (2-18) och (2-19)

$$E(t) = E_1 \cdot t^{-n} \tag{2-18}$$

$$D(t) = D_1 \cdot t^n \tag{2-19}$$

där E_l , D_l och *n* är positiva konstanter. Från teorin om linjär viskoelasticitet, i kombination med ekvationerna (2-18) och (2-19), kan sambandet mellan D(t) och E(t) beskrivas enligt ekvation (2-20).

$$E(t) \cdot D(t) = \frac{\sin n\pi}{n\pi}$$
(2-20)

Eftersom potensfunktionen inte klarar av att beskriva krypmodulen och relaxationsmodulen över hela det intressanta tidsområdet (kan inte beskriva asymptoterna) betyder det att en lokal anpassning måste användas. Genom att göra flera lokala anpassningar i serie och sedan beräkna krypmodulen med ekvation (2-20) för varje delområde kan hela det intressanta tidsområdet beskrivas. Med utgångspunkt från konverterade data användes sedan kollokationsmetoden för att bestämma modellkonstanterna i Prony-serien (även kallad generaliserad Voigt-modell eller Kelvin-modell) enligt ekvation (2-21).

$$D(t) = D_0 + \sum_{i=1}^{M} D_i \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau_i}} \right)$$
(2-21)

där D(t) är krypmodulen, τ_i är relaxationstiden för Voigt-element nummer *i* och D_0 och D_i är materialkonstanter.

2.7 Monotoniska försök

För att studera materialet hastighetsberoende egenskaper och för att ta fram indata till VEPCD-modellen utfördes monotoniska försök på cylindriska borrkärnor med måtten 75x150 mm. För att bestämma lågtemperaturegenskaperna (främst utmattningsegenskaperna och motståndskraften mot termisk sprickbildning) utfördes monotoniska försök vid låga temperaturer och/eller höga belastningshastigheter. Vid denna typ av försök efterstävas ett sprött brott strax efter att den maximala spänningsnivån har uppnåtts. Om ett sprött brott erhålls är det en indikation på att inga eller försumbara plastiska eller viskoplastiska deformationer finns i den aktuella provkroppen. För att bestämma materialets högtemperaturegenskaper (främst motståndskraften mot permanenta deformationer) utfördes monotoniska försök vid höga temperaturer och/eller låga belastningshastigheter. Vid denna typ av försök erhålls vanligtvis ett segt brott vilket är en indikation på att det finns plastiska och/eller viskoplastiska deformationer i provkroppen.

Vid de monotoniska försöken dras en provkropp isär med en konstant belastningshastighet tills brott uppstår, se exempeldiagram i Figur 2-3. För att kontrollera belastningshastigheten används i detta fall ett medelvärde av deformationen från de 4 LVDT-givarena som var fastsatta på provkroppen. Eftersom asfalt är ett viskoelastiskt material är brottspänningen bl.a. beroende av belastningshastigheten, se exempeldiagram i Figur 2-4, vilket komplicerar analysen av data något.

Den största fördelen med denna typ av test är att det är snabbt och relativt enkelt att utföra. En annan fördel är att det är möjligt att även prediktera cykliskt beteende från dessa testdata.

I stället för att testa flera provkroppar vid ett begränsat antal temperaturer och belastningshastigheter testades i stället färre provkroppar vid varje temperatur och belastningshastighet men ett betydligt större antal varianter användes.

För att sammanfatta, de monotoniska försöken användes för att:

• prediktera utmattningsegenskaperna,

- validera tid-temperatur (t-T) superpositioneringsprincipen med ökande skador i materialet,
- bestämma viskoelastiska (VE) samt viskoplastiska (VP) modellkoefficienterna och
- validera VEPCD-modellen



Time (s)

Figur 2-3 Typiskt utseende för belastningen vid ett monotoniskt försök, deformationshastighet plottad mot tid (exempeldiagram)



Strain

Figur 2-4 Typiskt utseende för responsen vid ett monotoniskt försök, spänning plottad mot töjning (exempeldiagram)

2.8 Viskoelasticitetsteori

Teorierna som presenteras i detta kapitel baseras på arbete utfört av Kim and Little (1990). De applicerade Schapery's (1981) icke-linjära viskoelastiska konstitutiva teorier för kompositmaterial med skador på sandasfalt och vid försöken använde de en cyklisk belastning. I det arbetet transformerades ett viskoelastiskt problem till ett elastiskt problem genom att ersätta verkliga töjningar med fiktiva töjningar, s.k. pseudotöjningar, baserade på den elastiskaviskoelastiska korrespondansprincipen (Schapery 1984). En skadeparameter, baserad på hur mikrosprickor utbreder sig, användes för att beskriva skadeutvecklingen i materialet.

Schapery (1990) utvecklade en "work potential theory" för elastiska material med växande skador baserad på termodynamik av irreversibla processer. I denna teori används en variable för att beskriva det inre tillståndet i materialet (ISV, Internal State Variable) och för att beskriva de strukturella förändringarna i materialet orsakade av växande skador. Teorin utvecklades även för att gälla viskoelastiska material. Park et al. (1996) applicerade teorin på asfaltmaterial genom att använda monotoniska försök. Lee (1996), Kim et al. (1997), Lee och Kim (1998a) and Sias Daniels (2001) använde samma teori i sin forskning men i stället för monotoniska försök använde de sig av en cyklisk belastning.

I detta kapitel beskrivs de grundläggande teorierna som har använts i denna forskning. Huvuddelen av materialet och presentationsstrukturen har hämtats från Sias Daniels (2001) and Chehab (2002).

Asfaltbeläggningar är ett viskoelastiskt material som uppvisar tids- och/eller hastighetsberoende egenskaper då det belastas, vilket betyder att materialegenskaperna inte bara är en funktion av nuvarande belastning utan även påverkas av den tidigare belastningen som materialet varit utsatt för. Responsen för ett viskoelastiskt material beskrivas av faltningsekvationen (convolution integral) och för att ett system ska anses vara linjärt måste följande villkor vara uppfyllda, se ekvationerna (2-22) och (2-23).

Homogenitet:	$R{AI} = AR{I}$		2-22))
		(-	,	×

Superposition: $R\{I_1 + I_2\} = R\{I_1\} + R\{I_2\}$ (2-23)

där I, I₁, och I₂ är input, R är responsen och A är en godtycklig konstant.

Förhållandet mellan input-respons beskrivs av hereditary integralen för att viskoelastiskt material, se ekv. (2-24).

$$R = \int_{-\infty}^{t} R_{H}(t,\tau) \frac{dI}{d\tau} d\tau$$
(2-24)

där R_H är en responsfunktion. Om responsfunktionen (R_H) är känd kan responsen för en godtyckligt vald input beräknas. Om både input och respons är lika med noll vid tiden t < 0 (noll) kan den nedre integrationsgränsen reduceras till noll minus (precis före tiden noll). Värdet noll minus används i stället för noll för att ta hänsyn till att input kan ha ett diskontinuerligt utseende vid tiden t = 0 (noll). I följande ekvationer används 0 (noll) som nedre integrationsgräns (för att förenkla notationen) och ska tolkas som noll minus om inget annat anges. Ekvation (2-24) avser ett system där åldring av materialet ingår, dvs. responsmätning vid en godtycklig tid är en funktion av både belastningstid och tiden som förflutit sedan provkroppen tillverkades.

Om det antas att ingen åldring föreligger betyder det att ekvation (2-24) reduceras till ekvation (2-25):

$$R = \int_{0}^{t} R_{H}(t-\tau) \frac{dI}{d\tau} d\tau$$
(2-25)

Ekvation (2-25) kallas även faltningsekvationen (convolution integral) för ett icke-åldrat material. I detta projekt användes bland annat enaxiella försök, vilket betyder att de linjärt viskoelastiska förhållandena mellan spänningar och töjningar för ett icke-åldrat material kan beskrivas enligt ekvationerna (2-26) och (2-27) medan.

$$\sigma = \int_{0}^{t} E(t-\tau) \frac{d\varepsilon}{d\tau} d\tau$$
(2-26)

$$\varepsilon = \int_{0}^{t} D(t-\tau) \frac{d\sigma}{d\tau} d\tau$$
(2-27)

där E(t) är relaxationsmodulen och D(t) är krypmodulen. Båda responsfunktionerna kan predikterats från frekvenssvepsdata (komplexmodulen).

2.8.1 Korrespondansprincipen

I början av 1980-talet lade Schapery (1984) fram sin utökade elastiska-viskoelastiska korrespondensprincip, som kan användas både för linjära och icke-linjära material. Han förslog att de konstitutiva ekvationer som gäller för vissa viskoelastiska material är identiska för det elastiska fallet men spänningar och töjningar är inte nödvändigtvis fysikaliska storheter i det viskoelastiska fallet. I stället är de fiktiva variabler, s.k. pseudovariabler, beskrivna av faltningsekvationener (convolution integrals). Schapery definierade den enaxiella pseudotöjningen (ε^R) enligt ekvation (2-28) nedan.

$$\varepsilon^{R} = \frac{1}{E_{R}} \int_{0}^{t} E(t-\tau) \frac{d\varepsilon}{d\tau} d\tau$$
(2-28)

där ε är den enaxiella töjningen, E_R är en godtycklig konstant (vanligtvis lika med ett), E(t) är den enaxiella relaxationsmodulen, t är den tid som förflutit från den första belastningen till den aktuella tiden och slutligen τ , som är en integrationsvariabel som varierar från 0 till t.

Om definitionen av pseudotöjning i ekvation (2-28) används betyder det att ekvation (2-26) kan skrivas om till ekvation (2-29):

$$\sigma = E_{P}\varepsilon^{R}$$

$$(2-29)$$

Det går att hitta en korrespondens mellan ekvation (2-29) och ett linjärelastiskt spänningtöjningsförhållande, dvs. Hooke's lag, se ett exempel i Figur 2-5 (a) och Figur 2-5 (b).



Figur 2-5 (a) Spänning-töjning för en asfaltbeläggning som utsätts för en linjärt viskoelastisk (LVE) cyklisk belastning (haversine); (b) Spänning-pseudotöjning för samma data (Sias Daniel 2001)

2.8.2 Enaxiell konstitutionell modellering baserad på "Work Potential Theory"

Den konstitutionella modell som använts i detta arbete utvecklades av Kim och Lee (Lee 1996, Kim et al. 1997, Lee and Kim 1998a). Modellen använder sig av den elastiskaviskoelastiska korrespondensprincipen för att eliminera materialets tidsberoende egenskaper. "Work potential theory", utvecklad av Schapery (1990), används sedan för att modellera växande skador i materialet. En skada definieras som alla strukturella förändringar i materialet, förutom linjär viskoelasticitet, som resulterar i reducerad styvhet eller hållfasthet när materialet belastas.

"Work potential"-teorin använder sig av tre fundamentala element som beskrivs av ekvationerna (2-30), (2-31) och (2-32) nedan:

1. Energitäthetsfunktion baserad på töjning	
$W = W(\varepsilon_{ij}, S_m)$	(2-30)
2. Förhållandet mellan spänningar och töjningar	
$\sigma_{ij} = \frac{\partial W}{\partial \varepsilon_{ij}}$	(2-31)
3. Skadeutvecklingslag	
$-\frac{\partial W}{\partial S_m} = \frac{\partial W_s}{\partial S_m}$	(2-32)

där σ_{ij} och ϵ_{ij} är spännings- respektive töjningstensorer. S_m representerar interna tillståndsvariabler och W_s=W_s(S_m) är energin orsakad av strukturella förändringar i materialet. Genom att använda Schapery's elastiska-viskoelastiska korrespondensprincip (CP) och en skadeutvecklingslag (Schapery 1984 and 1990, Park et al. 1996) ersätts de verkliga töjningarna, ε_{ij} , med pseudotöjningar, ε_{ij}^{R} , för att inkludera effekterna av viskoelasticitet. Således blir energitäthetsfunktion baserad på töjning W=W(ε_{ij} , S_m) följande energitäthetsfunktion baserad på pseudotöjning i stället, se ekvation (2-33):

$$W^{R} = W^{R}(\varepsilon_{ii}^{R}, S_{m})$$
(2-33)

Schapery's korrespondensprincip (CP) kan inte användas för att transformera den elastiska skadeutvecklingslagen så att den kan användas för viskoelastiska material. Därför används en typ av potensfunktion enligt ekvation (2-34) att beskriva skadeutvecklingen i ett viskoelastiskt material.

$$S_m = \left(-\frac{\partial W^R}{\partial S_m}\right)^{\alpha_m}$$
(2-34)

där \dot{S}_m är skadeutvecklingshastigheten, W^R är energitäthetsfunktion baserad på pseudotöjning och α_m är en materialkonstant.

Genom att använda Schapery's "work potential theory" och korrespondensprincip utvecklade Lee och Kim (1998b) en konstitutionell modell som gjorde det möjligt att beskriva utmattningsegenskaperna och läkningsegenskaperna hos en asfaltbeläggning som utsattes för en cyklisk belastning. När Lee och Kim (1998b) använde enaxiella cykliska belastningar med varierande belastningsamplituder (förstörande provning) för att studera de mekaniska egenskaperna hos asfaltbeläggningar upptäckte de att lutningen hos spännings-pseudotöjningskurvan minskade under försökets gång. Förändringen av kurvans lutning representerar reduktionen i styvhet orsakad av skadetillväxten i materialet under försökets gång. För att beskriva lutningsförändringen definierade de sekantpseudostyvheten, S^R, enligt ekvation (2-35).

$$S^{R} = \frac{\sigma_{m}}{\varepsilon_{m}^{R}}$$
(2-35)

där ε_m^R är den maximala pseudotöjningen i varje spännings-pseudotöjningscykel och σ_m är den tillhörande spänningen. För att ta hänsyn till variationen mellan olika provkroppar ansåg Lee (1996) att det var nödvändigt att normalisera pseudostyvheten med den initiala pseudostyvheten, I. Den normaliserade pseudostyvheten beskrivs enligt ekvation (2-36) nedan.

$$C = \frac{S^R}{I} \tag{2-36}$$

För att visa hur komplexa modeller utvecklas från enklare modeller visas fyra konstitutionella ekvationer för linjärt elastiska och linjärt viskoelastiska material (med eller utan skador) i ekvationerna (2-37), (2-38), (2-39) och (2-40) nedan.

Elastiskt fall <i>utan</i> skada:	$\sigma = E_R \varepsilon$	(2-37)
Elastiskt fall med skada:	$\sigma = C(S_m)\varepsilon$	(2-38)
Viskoelastiskt fall utan skada:	$\sigma = E_R \varepsilon^R$	(2-39)
Viskoelastiskt fall med skada:	$\sigma = C(S_m)\varepsilon^R$	(2-40)

Där E_R är en konstant och $C(S_m)$ är en funktion av interna tillståndsvariabler S_m , som representerar förändringen i styvhet orsakad av exempelvis skadeackumulering i materialet. I ekvation (2-37) är E_R lika med Young's modul. En korrespondens mellan de elastiska och viskoelastiska konstitutionella ekvationerna kan upptäckas, de har samma form, men i det viskoelastiska fallet har töjningarna ersatts av pseudotöjningar.

Funktion C i ekvation (2-40) används för att karakterisera växande skador i materialet. De konstitutionella ekvationerna blir då ekvation (2-41) och (2-42)

$$W_m^R = \frac{I}{2} C_1(S_1) (\varepsilon_m^R)^2$$
(2-41)

$$\sigma_m = IC_1(S_1)\varepsilon_m^R \tag{2-42}$$

Enligt ekvationerna (2-36) och (2-42) framgår det att funktion C_1 representerar S_R . Skadeutvecklingshastigheten kan då beskrivas enligt ekvation (2-43) nedan.

$$\dot{S}_m = \left(-\frac{\partial W_m^R}{\partial S_m}\right)^{\alpha_m} \tag{2-43}$$

För att karakterisera funktionen C_1 i ekvation (2-42) används skadeutvecklingshastigheten och experimentella data. Genom att använda ekvation (2-36), tillsammans med uppmätta töjningar och beräknade pseudotöjningar, kan C_1 -värden bestämmas. S_1 bestäms med hjälp av ekvation (2-43). Problemet är att det inte är möjligt att bestämma S_1 utan tidigare vetskap om förhållandet mellan $C_1(S_1)$ genom ekvation (2-41). Lee (1996) använde sig av kedjeregeln för att eliminera S_1 från högersidan i ekvation (2-41) och erhöll därefter ekvationerna (2-44) och (2-45).

$$\frac{dC}{dS} = \frac{dC}{dt}\frac{dt}{dS}$$
(2-44)

$$S_1 = \int_0^t \left[\frac{I}{2} \frac{dC_1}{dt} (\varepsilon_m^R)^2 \right]^{\frac{\alpha}{(1+\alpha)}} dt$$
(2-45)

Eftersom både C₁ och ε_m^R är beroende av tid, t, kan en numerisk approximationsmetod användas tillsammans med uppmätta data för att erhålla S₁ som en funktion av tid enligt ekvationerna (2-46) och (2-47) nedan.

$$S_{1}(t) = \sum_{i=1}^{N} \left[\frac{I}{2} (\varepsilon_{mi}^{R})^{2} (C_{i-1} - C_{i}) \right]^{\frac{\alpha}{(1+\alpha)}} (t_{i} - t_{i-1})^{\frac{1}{1+\alpha}}$$
(2-46)

$$S_{1}(t) = \sum_{i=1}^{N} \left[\frac{I}{2} (\varepsilon_{mi}^{R})^{2} (C_{i-1} - C_{i}) \right]^{\frac{\alpha}{(1+\alpha)}} \left(\frac{t_{i} - t_{i-1}}{4} \right)^{\frac{1}{1+\alpha}}$$
(2-47)

Ekvation (2-46) används för att utvärdera monotoniska data samt för den första delen av första lastcykeln vid cykliska försök. Ekvation (2-47) används för att utvärdera cykliska data eftersom det endast är belastningsdelen av en lastcykel som bidrar till nedbrytningen av prov-kroppen.

Beroende på brottzonens utseende vid sprickans spets kan antingen ekvation (2-48) eller (2-49) användas för att beskriva materialparametern α .

$$\alpha = \left(1 + \frac{1}{m}\right) \tag{2-48}$$

$$\alpha = \frac{1}{m} \tag{2-49}$$

där m är lutningen för den linjära delen i ett log E(t)-log(t) diagram. Om materialets brottenergi och spänningen vid brott är konstanta betyder det att ekvation (2-48) gäller. Men, om storleken på brottzonen och energin som åtgår för att skapa ett brott i materialet är konstanta fungerar ekvation (2-49) bättre. Detta har observerats vid försök på gummimaterial av Schapery och vid tester på asfaltmaterial av Lee och Kim (1998a, 1998b), Lee (1996) och Sias Daniel (2001).

Genom att utföra en regressionsanalys på testdata kan förhållandet mellan C_1 och S_1 (dvs. pseudostyvhet plottat mot skadorna i materialet) bestämmas. Lee (1996) observerade att formen på kurvan kan beskrivas med ekvation (2-50) nedan.

$$C_1(S_1) = C_{10} - C_{11}(S_1)^{C_{12}}$$
(2-50)

Regressionskoefficienten C_{10} bör vara i närheten av 1.0 eftersom skadorna är försumbara (S_1 går mot noll) då pseudostyvheten är lika med 1 (S^R =1).

2.9 Viskoelastoplastisk materialmodell, VEPCD-modell

2.9.1 Modellering av viskoelastiskt (VE) materialbeteende

Modelleringen av materialets viskoelastiska beteende är baserat på C vs. S* ansatsen, som i sin tur är baserad på Schapery's (Park *et al.*, 1996) continuum damage modell. I tidigare forskning har skadeparametern S använts i stället för S* (Lee 1996, Kim *et al.*, 1997, Lee *et al.*, 1998) men vid modelleringen av materialets viskoelastiska egenskaper i detta projekt visade det sig att skadeparametern S* fungerade bättre och därför valdes denna skade-

parameter i stället för S. Det måste dock påpekas att om modellen ska utökas till en multiaxiell modell (exempelvis baserad på triaxialförsök) måste skadeparametern S återigen användas. Ett direkt förhållande mellan S och S* finns inte (Park *et al.*, 1996) men båda parametrarna beskriver skadeutvecklingen i materialet. Skadeparametern (S*) och de viskoelastiska (VE) modellkoefficienterna bestäms genom att monotoniska försök utförs vid låga temperaturer och snabba belastningshastigheter där de viskoplastiska (VP) töjningarna är minimala (Chehab et al. 2003).

Beskrivning av den bakomliggande teorin:

Den fundamentala ekvation som beskriver ett rent viskoelastiskt materialbeteende, dvs. när ingen viskoplasticitet finns, kan beskrivas enligt ekvation (2-51):

$$\sigma = C(S^*)\varepsilon^R \tag{2-51}$$

där σ är spänningen, ϵ^{R} är den dimensionslösa pseudotöjningen

$$(\varepsilon^{R} = \frac{1}{E_{R}} \int_{0}^{\zeta} E(\zeta - \tau) \frac{d\varepsilon}{d\tau} d\tau)$$
, C är pseudostyvheten $(\frac{\sigma}{\varepsilon^{R}})$, E_R är en godtycklig

konstant med samma enhet som modulen och S* är skadeparametern. I detta arbete har E_R satts lika med 1 MPa. Koefficienten C ska tolkas som skadan i materialet och går från 0 (fullt utvecklat brott i materialet) till 1 (helt oskadat material). Variabeln S*, som är Lebesguenormen av pseudotöjningen, ska tolkas som en global skadeparameter och definieras matematiskt enligt ekvation (2-52).

$$S^* = \left[\int_{0}^{\xi} \left|\varepsilon^R\right|^{2\alpha} d\xi\right]^{\frac{1}{2}\alpha}$$
(2-52)

Det har visats tidigare (av Park *et al.*, 1996) att S* kan beskrivas som en funktion av Lebesgue-normen av spänningen. Således, i matematisk form enligt ekvation (2-53):

$$S^* = f\left[\left(\int_{0}^{\xi} \sigma^{2\alpha} d\xi\right)^{\frac{1}{2\alpha}}\right]$$
(2-53)

där ξ är den reducerade tiden vid en referenstemperatur, i denna rapport 20°C och α är en materialkonstant. Funktionen *f* kan uttryckas i form av C genom att kombinera ekvationerna (2-51) och (2-52). Den viskoelastiska töjningen beräknas genom att invertera convolution-integralen vilket leder till ekvation (2-54).

$$\varepsilon_{ve} = E_R \int_0^{\xi} D(\xi - \xi') \frac{d(\frac{\sigma}{C(S^*)})}{d\xi'} d\xi'$$
(2-54)

där ε_{ve} är den enaxiella viskoelastiska töjningen, $D(\xi)$ är den enaxiella krypmodulen, ξ är den reducerade tiden för en referenstemperatur (20°C i detta fallet) och ξ ' är integrationsvariabeln.

Ekvationer som beskriver förhållandet mellan C och S* och mellan S* och spänningen är nödvändiga för att kunna prediktera den VE töjningen. När dessa ekvationer väl är bestämda är det möjligt att beräkna den VE töjningen för en given spänningshistoria, om denna är uttryckt som en funktion av reducerad tid, genom att utföra integrationen. Då tid, spänning och töjning är kända för varje monotoniskt försök, som utförts vid låga temperaturer och snabba belastningshastigheter, är det möjligt att bestämma ett samband mellan C och S*. Eftersom de VP töjningarna är minimala vid dessa testbetingelser kan förhållandet mellan C och S* beskrivas med en karakteristisk materialfunktion enligt ekvation (2-55).

$$C = \exp\left(-C_{11}S^{*}^{C_{12}}\right)$$
(2-55)

En omfattande studie för att bestämma vilken som är den bästa formen för att beskriva materialkonstanten α utfördes av Chehab (Chehab 2002). Om α beskrevs som 1/n, där n är lutningen för den LVE materialfunktionen, erhölls den bästa kollapsen för C vs. S* kurvorna i denna studie, se exempel i resultatkapitlet.

Förhållandet mellan S* och Lebesgue-normen av spänningen bestämdes med hjälp av ickelinjär regression genom att anpassa ett 6-gradspolynom till mätdata upp till lokaliseringen, se ekvation (2-56).

$$S^{*} = k1 \cdot Leb^{6} + k2 \cdot Leb^{5} + k3 \cdot Leb^{4} + k4 \cdot Leb^{3} + k5 \cdot Leb^{2} + k6 \cdot Leb$$
(2-56)

2.9.2 Modellering av viskoplastiskt (VP) materialbeteende

Fundamentala relationer föreslagna av Uzan (Perl *et al.*, 1983) och Schapery (Schapery 1999) ligger till grund för de ekvationer som används för att karakterisera materialets viskoplastiska beteende. När dessa ekvationer väl är beskrivna krävs att modellparametrarna bestäms. Detta görs genom att den VP töjningen separeras från den totala töjningen. På grund av att det är relativt komplicerat att utföra korrekta krypförsök med mellanliggande viloperioder användes i stället monotoniska försök vid höga temperaturer och långa belastningstider.

Beskrivning av den bakomliggande teorin:

De viskoplastiska töjningarna antas kunna beskrivas med modellen enligt ekvation (2-57), föreslagen av Uzan 1996 och Schapery 1999.

$$\overset{\bullet}{\varepsilon}_{VP} = \frac{g(\sigma)}{\eta_{vp}} \tag{2-57}$$

där ε_{VP} är den VP töjningshastigheten, g(0)=0, och η_{VP} är materialets viskositetskoefficient. Om det antas att η är en potensfunktion för töjning (Uzan *et al.* 1985) leder det till ekvation (2-58) nedan.

$$\overset{\bullet}{\varepsilon}_{VP} = \frac{g(\sigma)}{A\varepsilon_{vp}^{p}} \tag{2-58}$$

där A och p är modellkonstanter. Omflyttning och därefter integration av båda sidorna leder till ekvationerna (2-59) och (2-60) nedan:

$$d\varepsilon_{vp} \times \varepsilon_{vp}^{p} = \frac{g(\sigma) \times dt}{A}$$
(2-59)

$$\varepsilon_{vp}^{p+1} = \frac{p+1}{A} \int_{0}^{t} g(\sigma) dt$$
(2-60)

Om båda sidor i ekvation (2-60) upphöjs till (1/p+1) leder det till ekvation (2-61):

$$\mathcal{E}_{vp} = \left(\frac{p+1}{A}\right)^{\frac{1}{p+1}} \left(\int_{0}^{t} g(\sigma) dt\right)^{\frac{1}{p+1}}$$
(2-61)

Om det antas att g(σ)=B σ_1^q och därefter sammanslagning av koefficienterna A och B till koefficienten Y, leder det till att ekvation (2-61) kan skrivas som ekvation (2-62):

$$\varepsilon_{vp} = \left(\frac{p+1}{Y}\right)^{\frac{1}{p+1}} \left(\int_{0}^{t} \sigma^{q} dt\right)^{\frac{1}{p+1}}$$
(2-62)

Om tiden i ekvation (36) byts ut mot reducerad tid erhålls ekvation (2-63):

$$\mathcal{E}_{vp} = \left(\frac{p+1}{Y}\right)^{\frac{1}{p+1}} \left(\int_{0}^{\xi} \sigma^{q} d\xi\right)^{\frac{1}{p+1}}$$
(2-63)

Observera att den plastiska töjningen är lika med noll eftersom den viskoplastiska töjningen försvinner då ξ =0. En sådan enkelhet uppstår även i verkligheten.

I de föregående sektionerna beskrevs de viskoelastiska och viskoplastiska modellerna i detalj och hur dessa har utvecklats. Dessa modeller kan nu slås samman och summan av de VE och VP töjningarna kan användas för att prediktera den totala töjningen för en given spänningshistoria. Denna modell kommer i fortsättningen att refereras till som den VEPCD-modellen (ViskoElastoPlastisk Continuum Damage modell). Om ekvationerna (2-54) och (2-63) kombineras erhålls ekvation (2-64) som kan prediktera den totala töjningen för ett generellt lastfall vid en godtycklig referenstemperatur, 20°C i detta arbete:

$$\varepsilon = E_R \int_0^{\xi} D(\xi - \xi') \frac{d(\frac{\sigma}{C(S^*)})}{d\xi'} d\xi' + \left(\frac{p+1}{Y}\right)^{1/p+1} \left(\int_0^{\xi} \sigma^q d\xi\right)^{1/p+1}$$
(2-64)

2.10 En mekanistisk modell för prediktion av asfaltbeläggningars utmattningsegenskaper

Lee och Kim (1998a, 1998b) har utvecklat en enaxiell konstitutiv modell för att kunna beskriva asfaltmaterials beteende då det belastas. Modellen är baserad på viskoelasticitet och continuum damage theory (CDM) och kan prediktera spännings-töjningsbetendet upp till brott. Lee et al. (2000) har föreslagit nedanstående förenklade konstitutiva modell för prediktion av utmattningslivslängden hos asfaltbeläggningar enligt ekvationerna (2-65), (2-66), (2-67) och (2-68). Denna modell har även använts av Lee & Roh (2001) och av Lee et al. (2002).

$$N_f = Af \left| E^* \right|^{-2\alpha} \left(\varepsilon_0 \right)^{-2\alpha} \tag{2-65}$$

där,

$$A = \frac{(S_{1f})^{p}}{p(0.125IC_{11}C_{12})^{\alpha}}$$
(2-66)

$$\alpha = \frac{1}{m} \tag{2-67}$$

$$p = 1 + (1 - C_{12})\alpha \tag{2-68}$$

f = frekvensen, I = initial pseudostyvhet (bör vara nära 1.0), ε_o = initial töjning för utmattningsförsöket, S_{1f}, C_{11}, C_{12} = koefficienter relaterade till skadeutvecklingen i materialet, och m = lutningen för den linjära delen av sambandet mellan krypmodul och tid plottat i en logaritmisk skala.

3 Resultat och diskussion

3.1 Hålrumshalter

I Tabell 3-1 till Tabell 3-4 redovisas hålrumshalterna för de tillgängliga provkropparna. Målhålrumshalten sattes till ca 4-5 % och var det någon av provkropparna som avvek kraftigt från detta intervall (uppåt eller neråt) uteslöts provkroppen. För AG22, 70/100, 4.9% var hålrumshalterna genomgående mycket låga (medelvärde 2.8%). Orsaken till detta skulle kunna vara att massan var mera lättpackad än förväntat, kanske i kombination med för hög temperatur, vilket ledde till att för stor packningsenergi användes vid tillverkningen. För PMB hårt koncept var förhållandet det omvända, hålrumshalterna var genomgående höga (medelvärde 7.4%). En trolig förklaring skulle kunna vara att det polymermodifierade bindemedlet gjorde massan mera svårpackad jämfört med en standardbeläggning. För de övriga två beläggningstyperna ligger hålrumshalterna väl inom det specificerade intervallet.

Eftersom det inte fanns någon möjlighet att tillverka nya provkroppar beslutades det att båda serierna som avvek från det specificerade hålrumsintervallet skulle testas ändå. Situationen är dock inte optimal vilket det kan leda till svårigheter med att tolka resultaten och dra slutsatser på ett korrekt sätt

Märkning	Diameter (mm)	Skrymdensitet (g/cm ³)	Hålrumshalt (%)
A11	75	2.454	5.0
A12	75	2.462	4.7
A21	75	2.467	4.6
A22	75	2.461	4.8
A31	75	2.444	5.5
A32	75	2.456	5.0
A41	75	2.431	5.9
A42	75	2.419	6.4
A51	75	2.457	4.9
A52	75	2.448	5.3
Medelvärde			5.2
Std. avvikelse			0.58

Tabell 3-1 Hålrumshalter för AG22, 160/220, 4.8% (referens)

Tabell 3-2 Hålrumshalter för AG22, 70/100, 4.9%

Märkning Diameter		Skrymdensitet	Hålrumshalt	
	(mm)	(g/cm^3)	(%)	
B11	75	2.484	3.6	
B12	75	2.511	2.6	
B21	75	2.499	3.0	
B22	75	2.501	2.9	
B31	75	2.488	3.4	
B32	75	2.498	3.0	
B41	75	2.527	1.9	
B42	75	2.521	2.2	
B51	75	2.496	3.1	
B52	75	2.508	2.7	
Medelvärde			2.8	
Std. avvikelse			0.53	

Märkning	Diameter	Skrymdensitet	Hålrumshalt
	(mm)	(g/cm ³)	(%)
D11	75	2.365	8.6
D12	75	2.392	7.6
D21	75	2.411	6.8
D22	75	2.406	7.0
D31	75	2.379	8.1
D32	75	2.399	7.3
D41	75	2.416	6.6
D42	75	2.397	7.4
D51	75	2.403	7.1
D52	75	2.402	7.2
Medelvärde			7.4
Std. avvikelse			0.58

Tabell 3-3 Hålrumshalter för PMB hårt koncept

Tabell 3-4 Hålrumshalter för PMB mjukt koncept

Märkning	Diameter	Skrymdensitet	Hålrumshalt
-	(mm)	(g/cm^3)	(%)
E11	75	2.404	4.5
E12	75	2.409	4.2
E21	75	2.440	3.0
E22	75	2.428	3.5
E31	75	2.444	2.8
E32	75	2.434	3.2
E41	75	2.438	3.1
E42	75	2.437	3.1
E51	75	2.421	3.8
E52	75	2.416	4.0
F11	75	2.403	4.5
F12	75	2.386	5.2
F21	75	2.391	4.9
F22	75	2.417	3.9
F31	75	2.398	4.7
F32	75	2.391	5.0
F41	75	2.397	4.7
F42	75	2.398	4.7
F51	75	2.388	5.1
F52	75	2.396	4.7
Medelvärde			4.1
Std. avvikelse			0.77

3.2 Dynamisk modul och fasvinkel

För att kunna bestämma masterkurvan för materialet mättes den dynamiska modulen och fasvinkeln vid flera frekvenser och temperaturer (frekvenssvep). Utöver dessa data erhölls även en slags "fingeravtryck" för den testade provkroppen, som gjorde det möjligt att kontrollera provkroppen innan några förstörande tester utfördes. Denna kontroll är mycket viktigt för att undvika att försök utförs på skadade provkroppar. Om tester utförs på en skadad provkropp ökar spridningen i resultaten och det är mycket svårt att tolka resultaten på ett korrekt sätt. I Tabell 3-5 till Tabell 3-8 redovisas dynamisk modul och fasvinkel för de testade beläggningarna för de testtemperaturer och frekvenser som använts vid försöken. Vid bestämningen har minst tre provkroppar använts och medelvärdena anses vara representativa för det aktuella materialet.

3.2.1 Dynamisk modul och fasvinkel för AG22, 160/220 (referens)

		Dynamisk modul, E*		Fasvinkel, φ	
		(MPa)		(grad	ler)
Temperatur	Frekvens	Medelvärde Standard-		Medelvärde	Standard-
(°C)	(Hz)		avvikelse		avvikelse
	20	25103	588	7.5	0.56
	10	23724	565	8.7	0.41
10	5	22525	483	9.9	0.48
-10	1	19709	589	12.1	0.12
	0.5	18299	591	13.3	0.74
	0.1	14889	331	16.3	0.35
	20	17480	938	13.8	0.74
	10	15827	1036	16.2	1.30
0	5	14052	777	18.6	1.72
0	1	10613	726	22.5	0.69
	0.5	9129	650	26.3	1.67
	0.1	5908	335	32.2	0.92
	20	9221	619	25.2	1.95
	10	7676	533	28.6	1.90
10	5	6350	456	30.9	1.52
10	1	3671	325	38.5	1.50
	0.5	2826	262	41.6	1.51
	0.1	1434	137	46.6	0.81
	20	4096	290	34.8	0.21
	10	3129	257	39.8	0.71
20	5	2323	189	44.5	0.46
20	1	1117	21	46.8	0.79
	0.5	829	5	45.8	1.87
	0.1	445	55	43.5	2.79
	20	1747	181	43.7	1.94
	10	1263	62	42.1	1.27
30	5	859	83	44.6	4.79
50	1	451	51	40.2	3.65
	0.5	353	40	37.2	2.21
	0.1	236	19	31.6	1.36

Tabell 3-5 Dynamisk modul och	fasvinkel för AG22.	160/220, 4.8% vid	l -10, 0, 10, 20 och 30°C
1 us en e e 2 junioù mouur oen		100/220, 100/0/10	. 10, 0, 10, 20 00. 00 0

3.2.2 Dynamisk modul och fasvinkel för AG22, 70/100

		Dynamisk modul, E*		Fasvin	kel, ø
		(MPa)		(grad	ler)
Temperatur	Temperatur Frekvens		Standard-	Medelvärde	Standard-
(°C)	(Hz)		avvikelse		avvikelse
	20	29368	119	4.6	0.21
	10	28000	373	5.9	0.38
10	5	27009	249	6.4	0.11
-10	1	24347	500	8.6	1.14
	0.5	23280	572	9.5	1.08
	0.1	19905	561	10.8	0.19
	20	22141	390	9.0	1.04
	10	20515	275	10.8	0.26
0	5	19056	282	12.5	0.86
0	1	15507	486	16.4	0.75
	0.5	13827	325	17.5	0.19
	0.1	10203	372	22.4	0.65
	20	13705	727	17.3	0.41
	10	11816	688	19.1	1.17
10	5	10309	651	22.7	1.35
10	1	6898	514	28.9	0.09
	0.5	5582	406	32.3	0.69
	0.1	3134	252	39.4	0.41
	20	6493	97	30.4	0.81
	10	5137	79	32.7	0.06
20	5	4110	153	37.1	1.74
20	1	2127	77	43.3	0.31
	0.5	1576	62	45.7	0.36
	0.1	762	6	45.9	0.30
	20	2650	192	40.4	0.31
	10	1990	190	42.9	1.57
20	5	1484	128	46.2	0.31
30	1	733	65	44.1	1.99
	0.5	568	56	41.6	1.41
	0.1	360	59	37.1	0.37

Tabell 3-6 Dynamisk modul och fasvinkel för AG22, 70/100, 4.9% vid -10, 0, 10, 20, och 30°C

3.2.3 Dynamisk modul och fasvinkel för PMB hårt koncept

		Dynamisk modul, E*		Fasvinkel, ø	
		(MPa)		(grad	ler)
Temperatur	Frekvens	Medelvärde Standard-		Medelvärde	Standard-
(°C)	(Hz)		avvikelse		avvikelse
(-)	20	24918	266	4.4	0.13
	10	24102	141	5.3	0.64
10	5	23524	313	5.2	0.06
-10	1	21676	318	7.0	0.54
	0.5	20972	400	7.9	0.59
	0.1	18703	57	9.6	0.65
	20	19030	1108	6.8	0.18
	10	17865	970	8.0	0.37
0	5	16991	859	9.6	0.40
0	1	14653	738	10.9	0.19
	0.5	13484	832	11.0	0.31
	0.1	10985	571	14.0	1.25
	20	13483	599	12.4	2.21
	10	12237	569	13.4	1.09
10	5	11104	547	15.2	0.85
10	1	8406	412	18.9	1.03
	0.5	7335	392	21.4	0.58
	0.1	5057	317	25.2	0.74
	20	7768	795	19.4	2.15
	10	6597	681	23.5	1.60
20	5	5646	570	24.9	0.74
20	1	3633	384	29.3	0.35
	0.5	2948	315	31.8	0.13
	0.1	1737	229	35.6	0.78
	20	4160	394	30.3	1.68
	10	3299	397	32.0	1.55
20	5	2640	275	36.4	0.79
30	1	1475	187	38.9	0.56
	0.5	1152	176	39.7	0.57
	0.1	628	124	40.3	1.54
	20	2412	110	33.0	1.94
	10	1796	94	36.0	1.17
40	5	1407	57	39.3	1.13
40	1	741	52	38.5	0.96
	0.5	589	41	37.6	0.85
	0.1	376	21	34.7	0.74

Tabell 3-7 Dynamisk modul och fasvinkel för PMB hårt koncept vid -10, 0, 10, 20, 30 och 40°C

3.2.4 Dynamisk modul och fasvinkel för PMB mjukt koncept

		Dynamisk n	nodul, E*	Fasvinkel, ø		
		(MP	Pa)	(grad	ler)	
Temperatur	Frekvens	Medelvärde	Standard-	Medelvärde	Standard-	
(°C)	(Hz)		avvikelse		avvikelse	
	20	22379	1118	6.0	1.58	
	10	21376	1003	6.8	1.20	
10	5	20555	1006	7.7	1.87	
-10	1	18232	881	9.1	1.80	
	0.5	17185	823	9.2	1.46	
	0.1	14713	724	11.5	0.90	
	20	17256	844	9.7	1.24	
	10	15908	638	11.5	0.40	
0	5	14812	759	12.7	0.69	
0	1	11993	726	14.7	0.52	
	0.5	10836	720	16.1	0.91	
	0.1	8242	612	20.0	1.94	
	20	9156	618	19.0	2.52	
	10	7873	648	21.8	2.43	
10	5	6839	651	23.7	2.74	
10	1	4598	642	28.6	3.25	
	0.5	3802	604	30.6	2.89	
	0.1	2337	512	34.3	3.94	
	20	4037	379	28.2	4.44	
	10	3377	479	32.0	4.14	
20	5	2600	326	36.5	3.59	
20	1	1443	218	39.2	2.93	
	0.5	1127	165	40.1	2.06	
	0.1	639	90	37.5	2.30	
	20	1618	312	36.8	2.21	
	10	1227	263	38.4	0.55	
20	5	928	192	39.8	0.28	
30	1	541	90	35.5	1.22	
	0.5	439	64	32.8	0.98	
	0.1	293	22	28.8	2.40	

Tabell 3-8 Dynamisk modul och fasvinkel för PMB mjukt koncept vid -10, 0, 10, 20 och 30°C

3.2.5 Masterkurvor

Genom att använda reducerad frekvens och skifta kurvorna för de olika temperaturerna i horisontalled kan en masterkurva för materialet skapas, se Figur 3-1 och Figur 3-2. För detaljer om metodiken hänvisas till kapitel 2.3 och 2.4. Ett sätt att beskriva förhållandet mellan temperatur och skiftfaktorn kan beskrivas enligt ekvation (3-1) nedan.

$$Log(a_T) = a \cdot T^2 + b \cdot T + c \tag{3-1}$$

Regressionskonstanterna för de testade beläggningarna redovisas i Tabell 3-9. Med hjälp av dessa regressionskonstanter är det möjligt att förflytta sig mellan olika temperaturer och därmed kan de mekaniska egenskaperna för beläggningen utvärderas över ett relativt brett spann.

Beläggningstyp	a	b	c
AG22, 160/220, 4.8% (referens)	0.0004	-0.1370	1.3298
AG22, 70/100, 4.9%	0.0004	-0.1370	1.3298
PMB hårt koncept	0.0004	-0.1344	1.3055
PMB mjukt koncept	0.0005	-0.1652	1.6038

Tabell 3-9 Regressionskonstanter för skiftfunktionen



Figur 3-1 Masterkurvor (dynamisk modul) för de testade beläggningarna (referenstemperatur 10°C)



Figur 3-2 Masterkurvor (fasvinkel) för de testade beläggningarna (referenstemperatur 10°C)

I Figur 3-1 och Figur 3-2 redovisas en grafisk presentation av masterkurvorna för dynamisk modul och fasvinkel (referenstemperatur 10°C). Utseendet är typiskt för ett viskoelastiskt material där styvheten är beroende av frekvens och/eller temperatur. Vid låga temperaturer och/eller höga frekvenser erhålls en hög dynamisk modul jämfört med det omvända fallet. Effekten av polymermodifiering på styvheterna framgår också tydligt, lutningen för den linjära delen av kurvan är mycket flackare för de polymermodifierade beläggningarna jämfört med de omodifierade. Denna observation kommer även att få betydelse för den vidare analysen senare i detta kapitel.

Också masterkurvan för fasvinkeln uppvisas ett typiskt beteende. En hög frekvens och/eller låg temperatur resulterar i en lägre fasvinkel jämfört med det omvända fallet. En låg fasvinkel indikerar att materialet är relativt elastiskt, vilket är fallet vid höga frekvenser och/eller låga temperaturer. Om temperaturen blir tillräckligt hög och/eller frekvensen tillräckligt låg sker en reducering av värdet för fasvinkeln och en typisk topp bildas. Orsaken till toppen är att bindemedlet inte längre har någon lastbärande förmåga och därför måste stenskelettet bära hela lasten.

Eftersom både relaxationsmodul, E(t) och krypmodulen, D(t) behövs i de kommande beräkningarna måste dessa också bestämmas. I Figur 3-3 och Figur 3-4 redovisas masterkurvorna för de testade beläggningarna (referenstemperatur 10°C). I detta projekt har bestämningen gjorts genom att utgå från data från frekvenssvepen (dynamisk modul och fasvinkel) och därefter har sambanden beskrivna i kapitel 2.5 och kapitel 2.6 använts vid bestämningen av E(t) och D(t).



Reducerad tid (s)

Figur 3-3 Relaxationsmodul, E(t), för de testade beläggningarna (referenstemperatur 10°C)



Reducerad tid (s)

Figur 3-4 Krypmodul, D(t), för de testade beläggningarna (referenstemperatur 10°C)

Prony-koefficienter som beskriver relaxationsmodulen, E(t), för de testade beläggningarna redovisas i Tabell 3-10. För detaljer om Prony-serien hänvisas till kapitel 2.5. Vid bestämningen av prony-koefficienterna eftersträvades enbart positiva konstanter för att få matematisk stabila beräkningar, vilket är anledningen till att det finns nollor i tabellerna. Värdena för E_{∞} och E_0 , beskriver långtids- resp. korttidsasymptoten för relaxationsmodulen och m-värdet beskriver lutningen för den linjära delen av kurvan. Dessa värden är nödvändiga för att kunna beräkna bl.a. pseudostrain och skadorna i materialen.

I Tabell 3-11 redovisas Prony-koefficienter som beskriver krypmodulen, D(t), för de testade beläggningarna. För detaljer om Prony-serien hänvisas till kapitel 2.6. Vid bestämningen av prony-koefficienterna eftersträvades även här endast positiva konstanter för att få matematisk stabila beräkningar, vilket är anledningen till att det finns nollor i tabellerna. Värdena för D_{∞} och D₀, beskriver långtids- resp. korttidsasymptoten för krypmodulen och m-värdet beskriver lutningen för den linjära delen av kurvan. Dessa värden är nödvändiga för att kunna applicera pseudostrainkonceptet samt VEPCD-modellen på data från de testade beläggningarna.

		AG22, 160/220, 4.8%	AG22, 70/100, 4.9%	PMB hårt koncept	PMB mjukt koncept
i	τ_{i}	E _i (MPa)	E _i (MPa)	E _i (MPa)	E _i (MPa)
1	2.0000E-10	6.541E+01	3.401E+01	1.273E+02	9.961E+01
2	6.3246E-10	4.522E+01	2.431E+01	7.216E+01	6.112E+01
3	2.0000E-09	1.012E+02	5.468E+01	1.649E+02	1.379E+02
4	6.3246E-09	1.204E+02	6.707E+01	1.675E+02	1.492E+02
5	2.0000E-08	1.923E+02	1.086E+02	2.565E+02	2.313E+02
6	6.3246E-08	2.633E+02	1.528E+02	3.110E+02	2.938E+02
7	2.0000E-07	3.872E+02	2.295E+02	4.251E+02	4.115E+02
8	6.3246E-07	5.450E+02	3.323E+02	5.398E+02	5.421E+02
9	2.0000E-06	7.759E+02	4.873E+02	7.069E+02	7.287E+02
10	6.3246E-06	1.080E+03	7.040E+02	8.983E+02	9.526E+02
11	2.0000E-05	1.486E+03	1.011E+03	1.141E+03	1.234E+03
12	6.3246E-05	1.982E+03	1.427E+03	1.417E+03	1.555E+03
13	2.0000E-04	2.543E+03	1.969E+03	1.729E+03	1.901E+03
14	6.3246E-04	3.070E+03	2.615E+03	2.046E+03	2.220E+03
15	2.0000E-03	3.403E+03	3.283E+03	2.339E+03	2.448E+03
16	6.3246E-03	3.363E+03	3.785E+03	2.551E+03	2.505E+03
17	2.0000E-02	2.895E+03	3.877E+03	2.628E+03	2.346E+03
18	6.3246E-02	2.150E+03	3.421E+03	2.527E+03	1.989E+03
19	2.0000E-01	1.398E+03	2.564E+03	2.250E+03	1.527E+03
20	6.3246E-01	8.238E+02	1.655E+03	1.845E+03	1.071E+03
21	2.0000E+00	4.593E+02	9.571E+02	1.396E+03	7.007E+02
22	6.3246E+00	2.520E+02	5.211E+02	9.837E+02	4.380E+02
23	2.0000E+01	1.402E+02	2.795E+02	6.552E+02	2.682E+02
24	6.3246E+01	8.027E+01	1.524E+02	4.201E+02	1.640E+02
25	2.0000E+02	4.762E+01	8.591E+01	2.642E+02	1.017E+02
26	6.3246E+02	2.921E+01	5.028E+01	1.657E+02	6.434E+01
27	2.0000E+03	1.845E+01	3.048E+01	1.048E+02	4.164E+01
28	6.3246E+03	1.193E+01	1.904E+01	6.755E+01	2.762E+01
29	2.0000E+04	7.850E+00	1.215E+01	4.425E+01	1.861E+01
30	6.3246E+04	5.251E+00	7.912E+00	2.992E+01	1.288E+01
31	2.0000E+05	3.518E+00	5.185E+00	2.021E+01	8.847E+00
32	6.3246E+05	2.416E+00	3.472E+00	1.453E+01	6.419E+00
33	2.0000E+06	1.605E+00	2.276E+00	9.720E+00	4.299E+00
34	6.3246E+06	1.157E+00	1.587E+00	7.799E+00	3.435E+00
35	2.0000E+07	7.118E-01	9.826E-01	4.525E+00	1.966E+00
36	6.3246E+07	6.008E-01	7.796E-01	4.895E+00	2.106E+00
37	2.0000E+08	2.631E-01	3.694E-01	1.423E+00	5.943E-01
38	6.3246E+08	3.646E-01	4.393E-01	3.935E+00	1.583E+00
39	2.0000E+09	9.567E-02	1.438E-01	0	8.874E-02
40	6.3246E+09	0	0	0	0
41	2.0000E+10	3.960E-01	4.627E-01	5.229E+00	1.829E+00
E∞		96.8	113.2	83.1	110.3
E ₀		27932.7	30084.7	28648.5	24532.0
Lutning, m		0.436	0.449	0.350	0.360

Tabell 3-10 Prony-koefficienter som beskriver relaxationsmodulen, E(t), för de testade beläggningarna

		AG22, 160/220, 4.8%	160/220, 4.8% AG22, 70/100, 4.9%		PMB mjukt koncept
i	τ_{i}	D _i (1/MPa)	D _i (1/MPa)	D _i (1/MPa)	D _i (1/MPa)
1	2.0000E-10	2.718E-07	1.174E-07	5.971E-07	5.968E-07
2	6.3246E-10	0	0	0	0
3	2.0000E-09	3.929E-08	2.520E-08	0	0
4	6.3246E-09	2.881E-07	1.271E-07	4.269E-07	5.543E-07
5	2.0000E-08	1.376E-07	7.532E-08	1.752E-07	1.534E-07
6	6.3246E-08	4.350E-07	2.062E-07	5.093E-07	7.014E-07
7	2.0000E-07	4.553E-07	2.333E-07	4.881E-07	6.047E-07
8	6.3246E-07	7.923E-07	3.978E-07	7.891E-07	1.100E-06
9	2.0000E-06	1.061E-06	5.508E-07	9.595E-07	1.333E-06
10	6.3246E-06	1.618E-06	8.442E-07	1.360E-06	1.991E-06
11	2.0000E-05	2.322E-06	1.233E-06	1.783E-06	2.677E-06
12	6.3246E-05	3.453E-06	1.850E-06	2.453E-06	3.826E-06
13	2.0000E-04	5.083E-06	2.751E-06	3.316E-06	5.348E-06
14	6.3246E-04	7.593E-06	4.131E-06	4.572E-06	7.649E-06
15	2.0000E-03	1.139E-05	6.219E-06	6.321E-06	1.097E-05
16	6.3246E-03	1.726E-05	9.424E-06	8.868E-06	1.601E-05
17	2.0000E-02	2.649E-05	1.434E-05	1.259E-05	2.373E-05
18	6.3246E-02	4.197E-05	2.194E-05	1.817E-05	3.603E-05
19	2.0000E-01	7.203E-05	3.432E-05	2.674E-05	5.658E-05
20	6.3246E-01	1.427E-04	5.824E-05	4.031E-05	9.301E-05
21	2.0000E+00	3.114E-04	1.189E-04	6.259E-05	1.597E-04
22	6.3246E+00	6.239E-04	2.796E-04	1.004E-04	2.763E-04
23	2.0000E+01	1.009E-03	5.911E-04	1.654E-04	4.530E-04
24	6.3246E+01	1.295E-03	9.632E-04	2.732E-04	6.654E-04
25	2.0000E+02	1.374E-03	1.208E-03	4.357E-04	8.547E-04
26	6.3246E+02	1.268E-03	1.235E-03	6.451E-04	9.642E-04
27	2.0000E+03	1.063E-03	1.095E-03	8.653E-04	9.738E-04
28	6.3246E+03	8.342E-04	8.825E-04	1.045E-03	9.011E-04
29	2.0000E+04	6.273E-04	6.691E-04	1.143E-03	7.805E-04
30	6.3246E+04	4.584E-04	4.877E-04	1.150E-03	6.440E-04
31	2.0000E+05	3.287E-04	3.465E-04	1.080E-03	5.130E-04
32	6.3246E+05	2.327E-04	2.422E-04	9.617E-04	3.984E-04
33	2.0000E+06	1.634E-04	1.674E-04	8.212E-04	3.038E-04
34	6.3246E+06	1.141E-04	1.150E-04	6.796E-04	2.287E-04
35	2.0000E+07	7.924E-05	7.855E-05	5.491E-04	1.705E-04
36	6.3246E+07	5.509E-05	5.354E-05	4.365E-04	1.264E-04
37	2.0000E+08	3.783E-05	3.624E-05	3.395E-04	9.263E-05
38	6.3246E+08	2.713E-05	2.532E-05	2.749E-04	7.064E-05
39	2.0000E+09	1.511E-05	1.414E-05	1.628E-04	4.079E-05
40	6.3246E+09	2.128E-05	1.900E-05	2.783E-04	6.393E-05
41	2.0000E+10	0	0	0	0
D ₀		3.5800E-05	3.3240E-05	3.4906E-05	4.0763E-05
\mathbf{D}_{∞}		1.0331E-02	8.8353E-03	1.2036E-02	9.0638E-03
Lutning, m		-0.454	-0.470	-0.356	-0.368

Tabell 3-11 Prony-koefficienter som beskriver krypmodulen, D(t), för de testade beläggningarna

3.3 Monotoniska försök

Som utförligt beskrivits i kapitel 2.7 användes de monotoniska försöken för att:

- prediktera utmattningsegenskaperna,
- validera tid-temperatur (t-T) superpositioneringsprincipen med ökande skador i materialet,
- bestämma viskoelastiska (VE) samt viskoplastiska (VP) modellkoefficienterna och
- validera VEPCD-modellen

I fortsättningen av detta kapitel kommer det att beskrivas hur de monotoniska försöken har utvärderats och hur resultaten kan användas för att utvärdera olika materialegenskaper.

3.3.1 Prediktion av utmattningsegenskaper från monotoniska försök

För att prediktera utmattningsegenskaperna med utgångspunkt från monotoniska försök har modellen beskriven i kapitel 2.10 använts. Modellen är baserad på viskoelasticitet och continuum damage theory (CDM) och är en förenklade konstitutiva modell för prediktion av utmattningslivslängden hos asfaltbeläggningar jämfört med modellen beskriven i kapitel 2.8. För alla detaljer och ekvationer hänvisas till kapitel 2.

För att kunna applicera den förenklade modellen krävs att förhållandet mellan C och S för de aktuella beläggningarna är kända, se Figur 3-5, där C är den normaliserade pseudostyvheten och S är en skadeparameter som beskriver skadorna i materialet.



Figur 3-5 Förhållandet mellan den normaliserade pseudostyvheten (C) och skadeparametern (S) för de testade beläggningarna, referenstemperatur 10°C

Kurvorna i Figur 3-5 kan även beskrivas matematiske med en generaliserad potensfunktion. I Tabell 3-12 redovisas de erhållna regressionskonstanterna.

Tabell 3-12 Regressionskonstanter som beskriver förhållandet mellan C och S för de testade beläggningarna

Beläggningstyp	C ₁₀	C ₁₁	C ₁₂
AG22, 160/220, 4.8% (referens)	1	0.02074	0.31923
AG22, 70/100, 4.9%	1	0.00179	0.52620
PMB hårt koncept	1	0.00165	0.52845
PMB mjukt koncept	1	0.00561	0.42840

Utöver förhållandet mellan C och S behövs också uppgifter om frekvens, dynamisk modul, skadorna i materialet vid brott samt α -värdet. Värdena som använts vid beräkningarna finns redovisade i Tabell 3-13. Frekvensen har satts till 2 Hz för att underlätta jämförelser med utmattningsdata från utmattningsförsök körda enligt VTI-notat Nr. 38-1995 och värden som beräknats med PMS Objekt. Enligt VTI-metoden används en belastningstid på 0.1 sekunder följt av en viloperiod på 0.4 sekunder vilket betyder att frekvensen blir 2 Hz, dvs. två belastningar per sekund. Den dynamiska modulen vid 2 Hz har bestämts med utgångspunkt från masterkurvan. S_{1f} beskriver mängden skador i materialet vid brott (motsvarar ett C-värde på ca 0.30-0.35) och bestäms från förhållandet mellan C och S. Alfa-värdet beräknas med utgångspunkt från lutningen för den linjära delen av sambandet mellan krypmodul och tid plottat i en logaritmisk skala.

Tabell 3-13 Indata till den förenklade konstitutiva modellen för prediktion av utmattningslivslängden hos asfaltbeläggningar

Beläggningstyn	f	E*	S _{1f}	α
Delagginingstyp	(Hz)	(MPa)	(-)	(-)
AG22, 160/220, 4.8% (referens)	2	5950	61318	2.29
AG22, 70/100, 4.9%	2	8656	84214	2.23
PMB hårt koncept	2	9406	93861	2.85
PMB mjukt koncept	2	5608	78111	2.78

I Figur 3-6 redovisas de utmattningssamband som erhölls med den förenklade konstitutiva modellen för prediktion av utmattningslivslängden hos asfaltbeläggningar. Studeras diagrammet i detalj framgår det att PMB mjukt koncept har bäst utmattningsegenskaper följd av referensbeläggningen AG22, 160/220. Inte oväntat ligger PMB hårt koncept längs ner till vänster i diagrammet vilket är en konsekvens av att beläggningen har optimerats för att ha god motståndskraft mot permanenta deformationer. Som en konsekvens av detta blir utmattningsegenskaperna lidande. Det framgår också att de polymermodifierade beläggningarna har en betydligt flackare lutning på linjen jämfört med de omodifierade beläggningarna. Samma fenomen kan även upptäckas om masterkurvorna för materialen studeras, se Figur 3-1, Figur 3-3 och Figur 3-4.

Utmattningssambanden, som redovisas i Figur 3-6, säger egentligen inte så mycket om de inte jämförs med resultat från tidigare studier utförda med konventionella metoder. Av denna anledning har resultaten jämförts med utmattningssamband beräknade med hjälp av PMS Objekt. Kriteriet i ATB VÄG, som används vid dimensionering, har också använts vid jämförelsen men med den skillnaden att värdena har konverterats till laboratoriedata genom att använda en skiftfaktor lika med 10. Dessa utmattningssamband är framtagna för

omodifierade beläggningar (främst AG-beläggningar med bindemedel av typen 160/220) och det är av denna anledning som endast de omodifierade beläggningarna har använts vid jämförelsen.



Figur 3-6 Utmattningsegenskaper, predikterade från monotoniska försök, för de testade beläggningarna (Wöhler-diagram), referenstemperatur 10°C



Figur 3-7 Jämförelse mellan predikterade utmattningsegenskaper och utmattningskriteriet i ATB VÄG samt beräknade värden med PMS Objekt, referenstemperatur 10°C

I Figur 3-7 redovisas jämförelsen mellan utmattningsdata som predikterats från monotoniska försök samt utmattningsdata som beräknats med hjälp av PMS Objekt eller med utgångspunkt från kriteriet i ATB VÄG. Överensstämmelsen är relativt god med inte perfekt. Det är främst lutningarna på linjerna som skiljer sig åt, lutningen bestäms av α -värdet som i sin tur bestäms av lutningen för den linjära delen av sambandet mellan relaxationsmodul och tid plottat i en logaritmisk skala. Det bör dock påpekas att utmattningssambanden har tagits fram med helt olika metoder och det är därmed förmodligen mera sannolikt att sambanden inte överensstämmer än att de överensstämmer. Exempelvis baseras utmattningskriterierna i PMS Objekt och ATB VÄG på linjärelastisk teori medan den förenklade konstitutiva modellen för prediktion av utmattningslivslängden hos asfaltbeläggningar baseras på viskoelasticitet och Continuum Damage Mechanics (CDM). Det är dock uppmuntrande att rangordningen av de testade beläggningarna är logisk, vad som sedan överensstämmer bäst med verkligheten återstår att se när modellerna valideras mot fältdata från verkliga vägar.

3.3.2 Modellering av viskoelastiskt (VE) beteende

3.3.2.1 Kalibrering av den viskoelastiska (VE) modellen

Som beskrivits i kapitel 2.9 behövs förhållandena mellan C och S* respektive S* och Lebesgue normen av spänningen för att kunna prediktera den viskoelastiska (VE) töjningen. När dessa samband väl är bestämda kan den viskoelastiska (VE) töjningen bestämmas, för en godtycklig spänningshistoria, genom att integrera ekvation 2-54. Data som användes för att ta fram dessa samband kommer från monotoniska försök utförda vid låga temperaturer och/eller snabba belastningshastigheter där de VP töjningarna är mycket små eller försumbara.



AG22, 160/220, 4.8% (referens)

Figur 3-8 C vs. S* för AG22, 160/220, 4.8% (referens), försök utförda vid 0°C och 10°C med hög belastningshastighet plottade vid referenstemperaturen 10°C

Enligt Figur 3-8 framgår det att C plottat mot S* för de monotoniska försök som utförts vid 0°C och 10°C med varierande belastningshastigheter sammanfaller mycket bra och bildar en karakteristiskt C(S*) funktion för den aktuella beläggningen. Vid låga temperaturer och/eller höga belastningshastigheter blir de flesta brotten spröda vilket resulterar i relativt små S*-värden. I Figur 3-9 visas förhållandet mellan S* och Lebesgue norm av spänningen för samtliga testade provkroppar (AG22, 160/220), dvs. även försök utförda vid höga temperaturer och/eller långsamma belastningstider finns med för att belysa skillnaden mellan de olika typerna av försök. I området med lite VP töjning (exempelvis försök A12, A32, A51 och A31), som används vid beräkningen av den VE töjningen, bildar kurvorna ett karakteristiskt samband upp till ett värde på ca 1300 för Lebesgue norm av spänningen.



Figur 3-9 S* vs Lebesgue norm av spänning för AG22, 160/220, 4.8% (referens), plottade vid referenstemperaturen 20°C

AG22, 70/100, 4.9%

Även för AG22, 70/100 framgår det enligt Figur 3-10 att C plottat mot S* för de monotoniska försök, som utförts vid 0°C och 10°C med varierande belastningshastigheter sammanfaller relativt bra och bildar en karakteristiskt $C(S^*)$ funktion för den aktuella beläggningen. Vid låga temperaturer och/eller höga belastningshastigheter blir de flesta brotten spröda vilket resulterar i relativt små S*-värden.



Figur 3-10 C vs S* för AG22, 70/100, 4.9%, försök utförda vid 0°C och 10°C med hög belastningshastighet plottade vid referenstemperaturen 10°C



Figur 3-11 S* vs Lebesgue norm av spänning för AG22, 70/100, 4.9%, plottade vid referenstemperaturen 20°C

I Figur 3-11 visas förhållandet mellan S* och Lebesgue norm av spänningen för samtliga testade provkroppar (AG22, 70/100), dvs. även försök utförda vid höga temperaturer och/eller långsamma belastningstider finns med för att belysa skillnaden mellan försöken. I området med lite VP töjning (exempelvis försök B12, B51, B31, B32 och A21), som används vid beräkningen av den VE töjningen, bildar kurvorna ett karakteristiskt samband upp till ett värde på ca 2300 för Lebesgue norm av spänningen.

PMB hårt koncept

Enligt Figur 3-12 framgår det att C plottat mot S* för de monotoniska försök som utförts vid 0°C och 10°C med varierande belastningshastigheter sammanfaller relativt bra och bildar en karakteristiskt C(S*) funktion för den aktuella beläggningen. Vid låga temperaturer och/eller höga belastningshastigheter blir de flesta brotten spröda vilket resulterar i relativt små S*-värden. I Figur 3-13 visas förhållandet mellan S* och Lebesgue norm av spänningen för samtliga testade provkroppar (PMB hårt koncept), dvs. även försök utförda vid höga temperaturer och/eller långsamma belastningstider finns med för att belysa skillnaden mellan de olika försöken. I området med lite VP töjning (exempelvis försök D42, D41, D21 och D12), som används vid beräkningen av den VE töjningen, bildar kurvorna ett karakteristiskt samband upp till ett värde på ca 1500 för Lebesgue norm av spänningen.



Figur 3-12 C vs S* för PMB hårt koncept, försök utförda vid 0°C och 10°C med hög belastningshastighet plottade vid referenstemperaturen 10°C



Figur 3-13 S* vs Lebesgue norm av spänning för PMB hårt koncept, plottade vid referenstemperaturen 20°C

PMB mjukt koncept

Enligt Figur 3-14 framgår det att C plottat mot S* för de monotoniska försök som utförts vid 0°C med varierande belastningshastigheter sammanfaller relativt bra och bildar en karakteristiskt C(S*) funktion för den aktuella beläggningen. Vid låga temperaturer och/eller höga belastningshastigheter blir de flesta brotten spröda vilket resulterar i relativt små S*-värden. I Figur 3-15 visas förhållandet mellan S* och Lebesgue norm av spänningen för samtliga testade provkroppar (PMB hårt koncept), dvs. även försök utförda vid höga temperaturer och/eller långsamma belastningstider finns med för att belysa skillnaden mellan de olika försöken. I området med lite VP töjning (exempelvis försök F32, E12, F11 och E51), som används vid beräkningen av den VE töjningen, bildar kurvorna ett karakteristiskt samband upp till ett värde på ca 1400 för Lebesgue norm av spänningen. Efter den punkten ökar S* dramatiskt vilket indikerar ett snabbt förlopp för brottet. Förklaringen till detta beteende är att efter lokaliseringen börjar makrosprickor bildas vilket är den sista fasen i nedbrytningen av materialet.



Figur 3-14 C vs S* för PMB mjuk koncept, försök utförda vid 0°C med hög belastningshastighet plottade vid referenstemperaturen 10°C



Figur 3-15 S* vs Lebesgue norm av spänning för PMB mjukt koncept, plottade vid referenstemperaturen 20°C

De karakteristiska funktionerna (C vs S*) för de testade beläggningarna kan beskrivas med en exponentialfunktion enligt ekvation 2-55 och de erhållna regressionskonstanterna redovisas i Tabell 3-14 nedan.

Tabell 3-14 Regressionskonstanter för de testade beläggningarna som beskriver den karakteristiska funktionen C vs. S*

Beläggningstyp	C ₁₁	C ₁₂
AG22, 160/220, 4.8% (referens)	1.204E-03	0.87
AG22, 70/100, 4.9%	1.075E-03	0.83
PMB hårt koncept	1.401E-03	0.83
PMB mjukt koncept	1.999E-03	0.78

Förhållandet mellan S* och Lebesgue-normen av spänningen bestämdes med hjälp av ickelinjär regression genom att anpassa ett 6-gradspolynom (ekvation 2-56) till mätdata upp till lokaliseringen. De erhållna regressionskonstanterna redovisas i Tabell 3-15.

Tabell 3-15 Regressionskonstanter för de testade beläggningarna som beskriver förhållandet mellan S* och Lebesgue norm av spänningen*

Beläggningstyp	k1	k2	k3	k4	k5	k6
AG22, 160/220, 4.8% (referens)	5.965E-15	-2.055E-11	2.751E-08	-1.726E-05	5.265E-03	1.729E-01
AG22, 70/100, 4.9%	2.146E-16	-9.342E-13	1.280E-09	-1.925E-07	-2.067E-04	8.995E-01
PMB hårt koncept	8.343E-16	-4.018E-12	7.286E-09	-6.060E-06	2.486E-03	4.614E-01
PMB mjukt koncept	8.512E-15	-2.347E-11	2.558E-08	-1.295E-05	3.362E-03	6.166E-01

3.3.2.2 Validering av den viskoelastiska (VE) modellen

Vid valideringen av den viskoelastiska (VE) modellen jämförs uppmätta töjningar med beräknade töjningar för försök som inte har ingått vid kalibreringen av modellen. Försöken som har använts vid valideringen har körts vid låga temperaturer och/eller snabba belastningshastigheter för att säkerställa att den viskoplastiska (VP) töjningen är minimal eller försumbar. Vid valideringen har den VE töjningen predikterats med hjälp av ekvation 2-54. C vs S* och S* vs Lebesgue norm av spänningen, som presenterat i Figur 3-8 till Figur 3-15 och i Tabell 3-15 har använts i ekvation 2-54.

I Figur 3-16 till Figur 3-19 redovisas exempeldiagram på predikterade och uppmätta töjningar för monotoniska försök för de testade beläggningarna. Samtliga försök uppvisar relativt god korrelation mellan uppmätta verkliga töjningar och predikterade VE töjningar. Det bör påpekas att prediktionerna gäller upp till brott för spröda brott och upp till lokalisering för sega brott. Lokalisering är det tillstånd då det inte längre är korrekta att använda töjningarna som beräknats från deformationer från LVDT-givarna eftersom töjningen lokaliseras vid sprickan och således inte är homogen över hela LVDT-givarens mätlängden. För vägar motsvaras detta av då betydande sprickor uppstår på vägytan.



Figur 3-16 Predikterad och uppmätt viskoelastisk töjning vid -10°C för provkropp A32, AG22, 160/220



Figur 3-17 Predikterad och uppmätt viskoelastisk töjning vid 10°C för provkropp B32, AG22, 70/100



Figur 3-18 Predikterad och uppmätt viskoelastisk töjning vid 0°C för provkropp D12, PMB hårt koncept



Figur 3-19 Predikterad och uppmätt viskoelastisk töjning vid 0°C för provkropp E11, PMB mjukt koncept

3.3.2.3 Utvärdering av beläggningar genom att använda den viskoelastiska (VE) modellen

I Figur 3-20 redovisas en jämförelse av förhållandet mellan C och S*. Från figuren går det tydligt att skilja materialen åt med avseende på motståndskraft mot sprickbildning. Enligt figuren framgår det att AG22, 70/100 har bäst motståndskraft mot skador följt av PMB mjukt koncept och PMB hårt koncept. Längst ner i diagrammet återfinns referensbeläggningen, AG22, 160/220. Jämförelsen försvåras något av att hålrumshalterna för beläggningarna är mycket varierande, något som redan diskuterats i kapitel 3.1. Det är troligt att PMB hårt koncept skulle förskjutas något uppåt i figuren och AG22, 70/100 något neråt i digrammet om hålrumshalterna hade varit jämförbara. Hursomhelst, det framgår tydligt att polymermodifieringen har en positiv effekt jämfört med referensbeläggningen. Detta är särskilt på-tagligt för utmattningsegenskaperna eftersom modellen har utvecklats från monotoniska drag-försök.



Figur 3-20 C vs S* för samtliga testade beläggningar, försök utförda vid låga temperaturer och/eller hög belastningshastighet plottade vid referenstemperaturen 10°C

En annan metod att jämföra materialegenskaperna på är att plotta brottspänningen för de monotoniska dragförsöken mot reducerad belastningshastighet, se Figur 3-21. Det framgår tydligt att beläggningarna har mycket olika egenskaper beroende på vilken typ av bindemedel och modifiering som har använts. Om de båda extremfallen jämförs, dvs. PMB mjukt koncept respektive PMB hårt koncept, framgår det att PMB hårt koncept kan stå emot mycket lång-sammare belastningshastigheter jämfört med PMB mjukt koncept. Vid en belastningshastighet motsvarande ca 1.0e-05 enheter uppvisar PMB hårt koncept måste belastningshastigheten sänkas med en tiopotens till ca 1.0e-04, vilket är en klar indikation på att motståndskraften mot permanenta deformationer inte är optimal för PMB mjukt koncept.

Om området med höga belastningshastigheter studeras framgår med önskvärd tydlighet att PMB mjukt koncept har mycket goda lågtemperaturegenskaper, dvs. beläggningen är optimerad för att har goda utmattningsegenskaper. Beläggningen med PMB hårt koncept har en maximal brottspänning på ca 2700 kPa vid en belastningshastighet på ca 1.0e-03 enheter. För PMB mjukt koncept är samma siffror ca 4000 kPa respektive 2.0e-02 enheter. Tolkningen blir att PMB hårt koncept är mycket sprödare jämfört med PMB mjukt koncept då beläggningen belastas vid låga temperaturer och/eller snabba belastningshastigheter. Detta måste beaktas för att undvika temperatursprickor då PMB hårt koncept används i ett klimat med låga temperaturer. Ett intressant forskningsprojekt i framtiden hade varit att kombinera lågtemperaturegenskaperna för PMB mjukt koncept med högtemperaturegenskaperna för PMB hårt koncept och därmed få en beläggning som klara både höga och låga temperaturer på ett bra sätt.



Figur 3-21 Brottspänning som funktion av töjningshastigheten (reducerad) för de testade beläggningarna

3.3.3 Modellering av viskoplastiskt (VP) beteende och formulering av VEPCD modellen

För att bestämma de viskoplastiska (VP) modellkoefficienterna utfördes monotoniska försök vid flera belastningshastigheter och temperaturer från 0°C till 30°C. Belastningshastigheterna och temperaturerna valdes med utgångspunkt från bindemedlets hårdhet. Exempelvis kräver inte ett mjukt bindemedel lika hög temperatur jämfört med ett hårt bindemedel för att det ska uppstå VP deformationer i materialet. Det är även möjligt att testa vid låga temperaturer men i stället använda långsamma belastningshastigheter och ändå uppnå samma effekt som om temperaturen hade höjts.

Responsen vid försöken skiftades till referenstemperaturen 20°C genom att används samma linjärt viskoelastiska (LVE) skiftfaktorer som användes när masterkurvorna skapades, dvs. en spänning-tids historia konverteras till en spänning-reducerad tids historia vid 20°C. Spänning-reducerad tids historia används sedan som indata i VE modellen (ekvation 2-54), som skapades i ett tidigare skede för att prediktera de VE töjningarna. De VE töjningarna sub-traheras sedan från den totala töjningen och det som återstår efter subtraktionen härstammar från viskoplasticitet (VP). De VP töjningarna används sedan som indata till ekvation 2-63 för att få fram de optimala modellkoefficienterna (p, q, Y) som sedan används för att beräkna den viskoplastiska töjningen. Värdet på p, q, och Y koefficienterna som har använts i denna studie redovisas i Tabell 3-16.

3.3.3.1 Kalibrering av den VEPCD modellen

I tidigare kapitel utvecklades den viskoelastiska (VE) och den viskoplastiska (VP) modellen var för sig. Dessa modeller kan nu integreras genom att addera den predikterade VE töjningen och den predikterade VP töjningen för att erhålla den totala töjningen för en given spänningshistoria. Den integrerade modeller kommer i fortsättningen att kallas VEPCD modellen (viscoelastoplastic continuum damage model). Genom att kombinera ekvationerna 2-54 och 2-63 skapas ekvation 2-64, som kan prediktera den totala töjningen för en generell belastning vid referenstemperaturen 20°C.

Beläggningstyp	р	q	Y	Rank m.a.p. permanenta deformationer	Rank enligt FAS 468
AG22, 160/220, 4.8% (referens)	0.05	1.16	1.40E+06	4:a	4:a
AG22, 70/100, 4.9%	0.05	0.80	8.46E+05	2:a	1:a
PMB hårt koncept	0.05	0.11	5.78E+04	1:a	2:a
PMB mjukt koncept	0.05	1.02	1.54E+06	3:a	3:a

Tabell 3-16 Viskoplastiska modellkonstanter, p, q och Y för de testade beläggningarna

3.3.3.2 Utvärdering av beläggningar genom att använda den viskoplastiska (VP) modellen

Genom att studera de VP modellkonsterna i Tabell 3-16 kan flera jämförelser och slutsatser om materialens viskoplastiska beteende göras.

Värdet på koefficienten q, som är exponenten i potensfunktionen för spänningen (se ekvation 2-64), är mindre än 1 för AG22, 70/100 och PMB hårt koncept vilket indikerar ett töjningshårdnande beteende, dvs. sekantmodulen minskar när töjningen ökar. För AG22, 160/220 och för PMB mjukt koncept är q-värdet större än 1 vilket indikerar ett töjningsmjuknande beteende, dvs. sekantmodulen ökar när töjningen ökar. Dessa observationer talar om att AG22, 70/100 och PMB hårt koncept har bättre motståndskraft mot permanenta deformationer jämfört med AG22, 160/220 och PMB mjuk koncept. Detta påstående styrks om resultaten i Tabell 3-16 jämförs med de dynamiska krypstabiliteterna som redovisas i Figur 3-22. Det är uppmuntrande att båda metoderna rankar materialen på samma sätt, med undantag för AG22, 70/100 och PMB hårt koncept som har bytt plats. Detta har troligtvis att göra med den stora skillnaden i hålrumshalt för dessa båda beläggningar. En annan faktor som kan spela en roll vid utvärderingen är att de monotoniska försöken har utförts som dragförsök medan de dynamiska krypförsöken utförts som tryckförsök. För att kunna jämför de båda metoderna på ett optimalt sätt bör även de monotoniska försöken utföras som tryckförsök.

När det gäller värdet på p-koefficienten, som är exponenten för den viskoplastiska töjningen i potensfunktionen för viskositeten (se ekvation 2-64), visar det sig att samtliga beläggningar har värdet 0.05 i denna studie. Normalt indikerar ett högt värde för p-koefficienten att beläggningen uppvisar lägre viskoplastiska töjningar jämfört med om ett lägre värde på p-koefficienten används.

Y-koefficienten är en sammanslagning av ett flertal andra konstanter. Sammanslagningen har gjorts för att förenklar uttrycket matematiskt och därför har Y-koefficienten ingen fysikalisk mening på samma sätt som p- och q-koefficienterna.



Figur 3-22 Dynamisk krypstabilitet enligt FAS 468 för de testade beläggningarna

3.3.3.3 Validering av den VEPCD modellen

Vid valideringen applicerades den viskoelastiska (VE) och viskoplastiska (VP) modellen på data från de monotoniska dragförsök som inte var med i kalibreringen. Den verkliga uppmätta totala töjningen och den predikterade totala töjningen för några utvalda försök, utförda på AG22, 70/100, redovisas i Figur 3-23 till Figur 3-26. Liknande figurer erhölls även för de övriga testade beläggningarna men bifogas inte rapporten.



Figur 3-23 Verklig och predikterad spännings-töjningskurva för AG22 70/100, provkropp B32, 10°C, vid belastningshastigheten 0.00060 enheter



Figur 3-24 Verklig och predikterad spännings-töjningskurva för AG22 70/100, provkropp B42, 20°C, vid belastningshastigheten 0.0032 enheter



Figur 3-25 Verklig och predikterad spännings-töjningskurva för AG22 70/100, provkropp B52, 30°C, vid belastningshastigheten 0.0064 enheter



Figur 3-26 Verklig och predikterad spännings-töjningskurva för AG22 70/100, provkropp B41, 30°C, vid belastningshastigheten 0.0032 enheter

Korrelationen mellan uppmätta och predikterade töjningar är relativt god när samma uppsättning regressionskonstanter (p, q och Y) används för samtliga försök. Det är dock viktigt att påpeka att de predikterade töjningarna gäller upp till lokalisering, dvs. när mikrosprickorna övergår till att bilda makrosprickor, eftersom de beräknade modellkoefficienterna för den VE modellen inte gäller efter denna tidpunkt. Detta är en bekräftelse på att modellen fungerar tillfredsställande och är tillräckligt noggrann. Den enda nackdelen är att det inte går att prediktera töjningar efter det att lokaliseringen har skett. För att kunna göra detta krävs att en teknik som mäter töjningarna på lokal nivå används, vilket inte är möjligt att göra med LVDT-givare.

3.4 Fortsatt arbete och implementering av resultaten

Det framtida arbetet kommer att fokuseras på att utföra flera försök under varierande förhållanden, exempelvis cykliska försök med slumpmässigt vald belastning, statiska och dynamiska krypförsök (tryckpåkänningar). Slutligen kommer modellen att utvidgas till en triaxiell modell där liknande försök som utförts utan omgivningstryck kommer att utföras med omgivningstryck.

I dagsläget är det troligtvis lite för tidigt att implementera modellen i befintliga system för dimensionering av vägar. Det kan dock finnas en potential att använda metodiken för att snabbt och enkelt bilda sig en uppfattning om olika materials fundamentala egenskaper på laboratorienivå. Den största fördelen med VEPCD modellen är att både lågtemperaturegenskaper (utmattning samt termisk sprickbildning) och högtemperaturegenskaper (motståndskraft mot permanenta deformationer) kan utvärderas med samma modell. Som en bonus erhålls även styvhetsmodulerna för materialet eftersom masterkurvan måste bestämmas för att kunna applicera metodiken.

4 Slutsatser

Metodiken som har använts i detta arbete baseras på att två separata modeller utvecklas för att beskriva de viskoelastiska (VE) respektive viskoplastiska töjningarna (VP) i materialet. Schapery's viskoelastiska continuum damage model (CDM) används för att karakterisera det viskoelastiska beteendet medan en töjningshårdnande modell används för att beskriva det viskoplastiska beteendet. Genom att integrera de båda modellerna kan den totala töjningen för materialet predikteras.

Försöksupplägget består av en serie frekvenssvep för att bestämma den dynamiska (komplexa) modulen och fasvinkeln, en serie monotoniska dragförsök utförda vid låga temperaturer samt ytterligare en serie monotoniska dragförsök utförda vid höga temperaturer. Utvärderingen har visat att VEPCD modellen fungerar bra och att det är möjligt att prediktera den totala töjningen upp till lokalisering för de monotoniska försöken som har använts vid valideringen.

Med utgångspunkt från de karakteristiska kurvorna (C vs S resp. C vs S*), de viskoelastiska (VE) och viskoplastiska (VP) modellerna samt den förenklade konstitutiva modellen för att beskriva utmattningsegenskaperna kunde utmattningsegenskaperna och motståndskraften mot permanenta deformationer utvärderades. Det visade sig att den förenklade konstitutiva modellen fungerade bra och att det var möjligt att skapa traditionella Wöhler-diagram baserade på data från enkla och snabba monotoniska dragförsök. Försöken visar också att de mekaniska egenskaperna för de polymermodifierade beläggningarna är mycket olika beroende på vilken typ av polymermodifiering som används. Om metodiken som har använts i detta projekt används för att utvärdera materialegenskaperna hos asfaltbeläggningar kan tidsåtgången för utvärderingen reduceras kraftigt jämfört med konventionella metoder. Totalt användes ca 10 provkroppar per beläggningstyp. Utöver detta erhålls även en mera korrekt bild av materialegenskaperna.

Referenser

AMADEUS, 2000 – "Advanced Models for Analytical Design of European Pavement Structures", Final report RO-97-SC.2137, European Commission, 2000.

ATB-VÄG 2004– "Allmän teknisk beskrivning för vägkonstruktion – ATB VÄG 2004", Vägverkets publikation 2004:111

Chehab, G., O'Quinn, E., Kim, Y.R, (2000) "Specimen Geometry Study for Direct Tension Test Based on Mechanical Tests and Air Void Variation in Asphalt Concrete Specimens Compacted by Superpave Gyratory Compactor", Transportation Research Record 1723, 125-132, National Research Council, Washington, D.C.

Chehab, G.R., Kim, Y.R., Schapery R.A., Witczack M., Bonaquist R., (2003) "Characterization of Asphalt Concrete in Uniaxial Tension Using a Viscoelastoplastic Model" Asphalt Paving Technology, AAPT, Vol. 72, pgs: 315-355.

Chehab, G.R., Y.R. Kim, R.A. Schapery, M. Witczack, R. Bonaquist, (2002) "Time-Temperature Superposition Principle for Asphalt Concrete Mixtures with Growing Damage in Tension State" Asphalt Paving Technology, AAPT, Vol. 71, pgs: 559-593.

Chehab, Ghassan (2002). "Characterization of Asphalt Concrete in Tension Using a Visco-Elasto-Plastic Model", Ph.D. Dissertation, North Carolina State University, Department of Civil Engineering, Raleigh, North Carolina, 2002.

COST 333 – "COST 333, Development of New Bituminous Pavement Design Method", European Commission Directorate General Transport, 1999, ISBN 92-828-6796-X, (<u>http://www.cordis.lu/cost-transport/home.html</u>)

FAS - FAS Metoder, - "Metodbeskrivningar för provning av stenmaterial, bituminösa bindemedel, asfaltbeläggningar och massa", Föreningen för asfaltbeläggningar i Sverige (FAS), 1998.

Goodrich, J.L., (1991) "Asphaltic Binder Rheology, Asphalt Concrete Rheology and Asphalt Concrete Mix Properties", Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists, Vol. 60.

Huang (1993) - Huang, Yang H., "Pavement Analysis and Design", University of Kentucky, Prentice-Hall, Englewood Cliffs, New Jersey, 1993, ISBN 0-13-655275-7.

Kaloush, K., "Simple Performance Test for Permanent Deformation of Asphalt Mixtures ", Ph.D. Dissertation, Arizona State University, Tempe, AZ, (2001).

Kim et al. (1997a) - Kim, Y., & Kim, Y.R. "In Situ Evaluation of Fatigue Damage Growth and Healing of Asphalt Concrete Pavements Using Stress Wave Method", Transportation Research Record 1568, Washington, D.C. 1997

Kim et al. (1997b) - Kim, Y.R., Lee, H-J., Little, D.N., "Fatigue Characterisation of Asphalt Concrete Using Viscoelasticity and Continuum Damage Mechanics", Proceeding, Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists, Volume 66, pp 520- 569, 1997.

Kim, Y.R. & D.N. Little (1990) - "One-Dimensional Constitutive Modeling of Asphalt Concrete". ASCE Journal of Engineering Mechanics, Vol. 116, No. 4, pp. 751-772.

Kim, Y.R., A. Drescher, and DE. Newcomb, (1997) "Rate Sensitivity of Asphalt Concrete in Triaxial Compression", Journal of Materials in Civil Engineering, Vol. 9, Nr. 2, pp 76-84.

Kim, **Y.R.**, **Daniel**, **J.S.**, **(1997)** "Development of a Mechanistic Fatigue Prediction Model for Aging Asphalt-Aggregate Mixtures." Final Report submitted to Western Research Institute.

Kim, Y.R., Hibbs, B.O., Y.C. Lee, and E.H. Inge, (1994) "Asphalt Paving Material Properties Affected by Temperature", Technical Report Submitted to North Carolina Department of Transportation under Contract No. 23241-93-6, March 1994.

Kim, Y.R., Y.C. Lee, (1995) "Interrelationships Among Stiffnesses of Asphalt Aggregate Mixtures", Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists, Vol. 64, 575-609.

Lee H. J., Choi J. Y., Zhao Y. & Kim Y. R. (2002) - "Laboratory evaluation of the effects of aggregate gradation and binder type on performance of asphalt mixtures", Ninth International Conference on Asphalt Pavement (ISAP), August 17-22, 2002, Copenhagen, Denmark.

Lee, H.J. & Roh H.S. (2001) – "Prediction of fatigue lives of asphalt-aggregate mixtures using viscoelastic material properties", Transportation Research Record, TRB, (in review).

Lee, H.J. and Y.R. Kim (1998a). "A Uniaxial Viscoelastic Constitutive Model for Asphalt Concrete

under Cyclic Loading." ASCE Journal of Engineering Mechanics, Vol. 124, No. 11, pp. 1224-1232. Lee, H.J. and Y.R. Kim (1998b). "A Viscoelastic Continuum Damage Model of Asphalt Concrete with Healing," ASCE Journal of Engineering Mechanics, Vol. 124, No. 11, pp. 1-9.

Lee, Hyun-Jong. (1996) – "Uniaxial Constitutive Modelling of Asphalt Concrete Using Viscoelastic and Continuum Damage Theory", Ph.D. Dissertation, North Carolina State University, Department of Civil Engineering, Raleigh, North Carolina, 1996.

Nilsson, B.R. (2003) – "Fatigue of Asphalt Mixes – Theory of Viscoelasticity and Continuum Damage Mechanics Applied to Uniaxial Fatigue Data from Laboratory Tests", Doctoral Thesis, Lund University, Department of Technology and Society, Lund Institute of Technology, Box 112, 222 00 Lund Sweden, 2003.

Nordgren, Thorsten, "PMB identifiering av egenskaper i bitumen som ger rätt egenskap i beläggning - Delrapport Etapp 1A och 1B", SBUF-rapport, Projekt 11138, 2003.

NVF utskott 33, (1992) - "Utmattningskriterier for asfaltbelegninger" NVF Utskott 33 Asfaltbeläggningar, Rapport nr.7, 1992.

Park, S.W. & Kim, Y.R. (1999) – "Interconversion between Relaxation Modulus and Creep Compliance for Viscoelastic Solids", ASCE Journal of Materials in Civil Engineering, Vol. 11, No. 1, pp. 76-82.

Park, S.W., Kim, Y.R., Schapery, R.A., (1996) "A Viscoelastic Continuum Damage Model and Its Application to Uniaxial Behavior of Asphalt Concrete." Mechanics of Materials, Vol. 24, No. 4, pp. 241-255.

Pellinen, T,K., "Investigation of the Use of Dynamic Modulus As An Indicator of Hot-Mix Asphalt Performance", Ph.D. Dissertation, Arizona State University, Tempe, AZ 2001.

Perl, M., Uzan, J., and A. Sides, "Visco-Elasto-Plastic Constitutive Law for a Bituminous Mixture under Repeated Loading.", Transportation Research Record 911, TRB, National Research Council, Washington, D.C., pp.20-27, (1983).

Said, F. Safwat, "VTI-notat Nr. 38-1995, Bestämning av utmattningshållfasthet hos asfaltbetong genom pulserande pressdragprovning", VTI, Linköping, 1995.

Schapery R. A., "Nonlinear Viscoelastic and Viscoplastic Constitutive Equations with Growing Damage", Int. Journal of Fracture, Vol. 97, 33-66, (1999).

Schapery R.A. & Park. S.W (1999) - "Methods of interconversion between linear viscoelastic material functions. Part II-an approximate analytical method". International Journal of Solids and Structures, Vol. 36, pp. 1677-1699.

Schapery, R.A. (1981) - "On Viscoelastic Deformation and Failure Behavior of Composite Materials with Distributed Flaws". Advances in Aerospace Structures and Materials, AD-01, ASME, New York, pp. 5-20.

Schapery, R.A. (1984) - "Correspondence principles and a generalized J-integral for large deformation and fracture analysis of viscoelastic media". Int. J. Fract., Vol. 25, pp. 195-223.

Schapery, R.A. (1990) - "A Theory of Mechanical Behavior of Elastic Media with Growing Damage and Other Changes in Structure". J. Mech. Phys. Solids, 38, pp. 215-253.

Shell (1990) - Whiteoak, D., "The Shell Bitumen Handbook", Published by Shell Bitumen U.K., Riversdell House, Guildford Street, Chertsey, Surrey, KT16 9AU, England, 1990.

Sias Daniel, Jo. (2001). "Development of a Simplified Fatigue Test and Analysis Procedure Using a Viscoelastic, Continuum Damage Model and Its Implementation to WesTrack Mixtures", Ph.D. Dissertation, North Carolina State University, Department of Civil Engineering, Raleigh, North Carolina, 2001.

Sides, A., Uzan, J. and Perl, M., "A Comprehensive Viscoelastic-Plastic Characterization of Sand-Asphalt Compressive and Tensile Cycling Loading." J. Testing and Evaluation, 13(1), pp 49–59, (1985).

Ullidtz (1998) – "Modelling Flexible Pavement Response and Performance", Polyteknisk Forlag, Copenhagen, 1998

Uzan, J., "Asphalt Concrete Characterization for Pavement Performance Prediction," Asphalt Paving Technology, AAPT, Volume 65, pp 573-607 (1996).