

**Instytut Badawczy Dróg i Mostów
Zakład Technologii Nawierzchni
Pracownia Lepiszcz Bitumicznych**

SPRAWOZDANIE

Temat TN-245

**Ocena wpływu właściwości reologicznych lepiszcza asfaltowego na deformacje trwałe
nawierzchni drogowej**

Kierownik Zakładu TN:

prof. dr hab. inż. Dariusz SYBILSKI

Zespół:

prof. dr hab. inż. Dariusz Sybilski
dr inż. Marcin Gajewski
dr inż. Wojciech Bańkowski
mgr inż. Renata Horodecka
mgr inż. Andrzej Wróbel
Krzysztof Mirski

Technicy:

Teresa Gawenda
Jadwiga Migdalska
Tomasz Michalski
Dariusz Jasiński

SPIS TREŚCI

1. Podstawa pracy	4
2. Cel pracy	4
3. Program pracy	4
RAPORT z realizacji ETAPU I	6
1. Wstęp	7
1.1. Uwagi ogólne	7
1.2. Układ raportu	9
2. Deformacje trwałe - interpretacja	10
2.1. Zależności podstawowe teorii małych przemieszczeń i sformułowanie zagadnienia brzegowego	10
2.2. Relacje konstytutywne liniowej sprężystości	11
2.3. Relacje konstytutywne lepko-sprężystości	12
<i>Model Standardowy</i>	13
<i>Model Burgersa</i>	15
2.4. Relacje konstytutywne plastyczności	17
3. Test koleinowania jako podstawowe badanie weryfikujące odporność na powstawanie deformacji trwałych stosowany w drogownictwie	20
3.1. O modelowaniu MES testu koleinowania	22
3.2. Rozwiązanie zadania z relacjami konstytutywnymi sprężystości przy $s(t) = 0$...	23
3.3. Dane materiałowe dla lepko-sprężystości	25
3.4. Rozwiązanie zadania lepko-sprężystości z poruszającym się obciążeniem	27
4. Weryfikacja dotychczasowych i zapoznanie się z nowymi systemami oceny lepkości asfaltowych pod kątem ich odporności na deformacje trwałe	34
4.1. Lepkość zerowego ścinania	34
4.2. Parametr $ G^* /\sin(\delta)$ jako wskaźnik odporności na deformacje trwałe	37

4.3. Odształcenia trwałe powstałe w wyniku cyklicznego obciążenia	38
5. Materiały do badań - lepiszcza	41
6. Badania podstawowe.....	41
7. Badania właściwości reologicznych lepiszczy asfaltowych w reometrze DSR ..	42
7.1. Moduł zespolony i kąt przesunięcia fazowego	42
7.2. Lepkość zerowego ścinania.....	43
7.3. Ocena w ramach górnego kryterium PG systemu Superpave	45
7.4. Pełzanie pod obciążeniem powtarzalnym	46
8. Podsumowanie i wskazanie kierunków dalszych badań.....	50
9. Literatura	51

1. Podstawa pracy

Badania wykonano na podstawie umowy nr 2175/2008 (temat TN-245) z dnia 06.08.2008 r. zawartej pomiędzy Generalną Dyрекcją Dróg Krajowych i Autostrad w Warszawie, a Instytutem Badawczym Dróg i Mostów w Warszawie.

2. Cel pracy

Celem pracy jest poznanie reologii asfaltów, poznanie parametrów, których interpretacja pozwoliłaby na ocenę zachowania się lepiszcza w mieszankach mineralno-asfaltowych pod względem odporności nawierzchni drogowej na deformacje trwałe.

3. Program pracy

Program pracy zgodnie z założeniami umowy został podzielony na trzy etapy. W części pierwszej przewidziano badania podstawowe materiałów składowych oraz badania reologiczne lepiszczy asfaltowych. W części drugiej na podstawie obszernych badań laboratoryjnych przewidziano przeprowadzenie oceny właściwości funkcjonalnych i użytkowych wybranych asfaltów i mieszanek mineralno-asfaltowych z ich zastosowaniem. Na zakończenie pracy przewidziano analizę wyników i wnioski. Niniejsze sprawozdanie dotyczy Etapu I przewidzianego do realizacji w roku 2008, którego program przedstawiono poniżej.

Etap I

Zadanie 1

Weryfikacja dotychczasowych i zapoznanie się z nowymi systemami oceny lepiszczy asfaltowych pod kątem ich odporności na deformacje trwałe

Zadanie 2

Zgromadzenie materiałów do badań

Zadanie 2.1

Podstawowe badania materiałów wyjściowych - badania lepiszczy:

Przewidziane lepiszcza:

- asfalt 35/50
- asfalt 50/70
- asfalt 30 B
- asfalt 80 B

Zadanie 2.2

Badania właściwości reologicznych lepiszczy asfaltowych w reometrze DSR

- moduł zespolony i kąt przesunięcia fazowego
- lepkość zerowego ścinania
- pełzanie pod obciążeniem powtarzalnym

Etap II

c.d. Zadanie 2.2

Zadanie 3

Badania mieszanek mineralno-asfaltowych

Zadanie 3.1

Opracowanie składów mieszanek mineralno-asfaltowych

Zadanie 3.2

Badanie odporności na koleinowanie

Badania zostaną przeprowadzone metodą według PN-EN 12697-22 w dużym i małym aparacie

Etap III

Zadanie 4

Analiza właściwości reologicznych lepiszczy asfaltowych i ich zależności z wynikami badania koleinowania mieszanek mineralno-asfaltowych

Zadanie 5

Sprawozdanie końcowe. Wnioski dotyczące oceny związku właściwości lepiszcza z odpornością na deformacje trwałe nawierzchni drogowej

RAPORT

z realizacji

ETAPU I

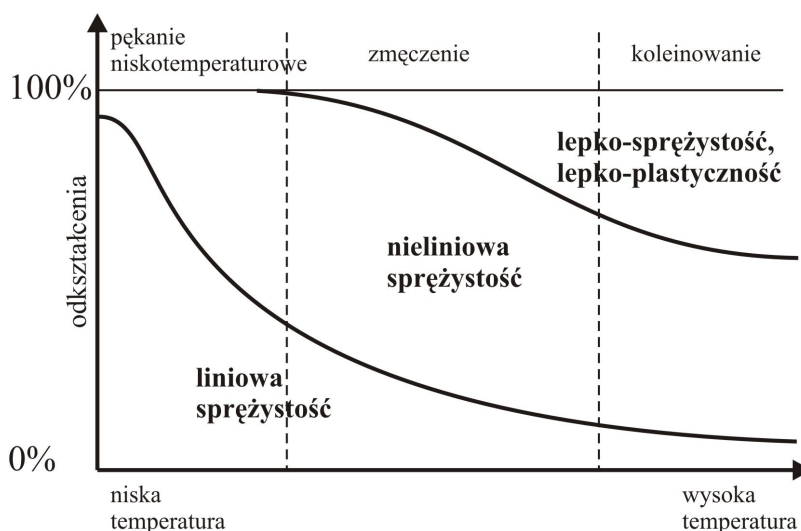
1. Wstęp

1.1. Uwagi ogólne

Konstrukcje drogowe są dzisiaj poddawane znacznym obciążeniom ruchem. Co więcej gęstość ruchu, obciążenia na oś, ciśnienia w kołach w większości krajów rosną i w kolejnych latach będą jeszcze bardziej rosły. Z tego powodu optymalizacja konstrukcji drogi a zwłaszcza materiałów z których jest ona wykonana ma kluczowe znaczenie ze względu na minimalizację kosztów wykonania i utrzymania dróg w kontekście odporności na uszkodzenia. Oczywiście uszkodzenia nawierzchni mogą być powodowane nie tylko przez wymienione czynniki, ale również w wyniku oddziaływań środowiskowych, wadliwego projektu czy wykonania.

W przypadku podatnych nawierzchni drogowych podstawowe mechanizmy zniszczenia można zgodnie z rys.1.1 podzielić na trzy grupy:

- koleinowanie,
- pękanie zmęczeniowe,
- pękanie niskotemperaturowe.



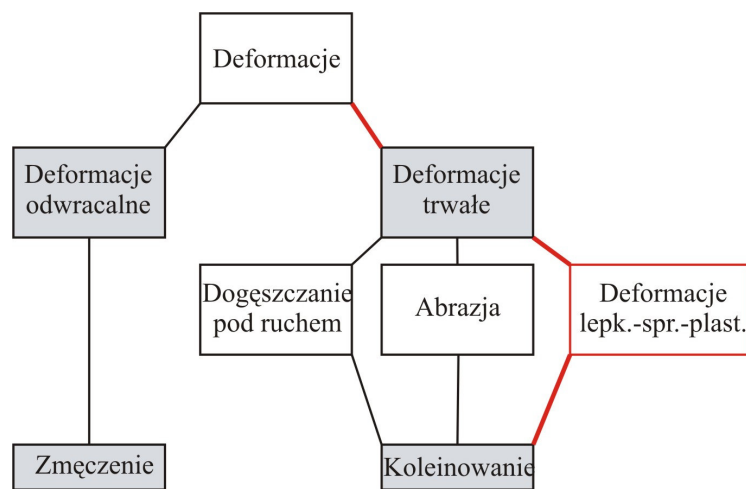
Rys.1.1. Typowe mechanizmy zniszczenia i modelowanie konstytutywne materiałów bitumicznych w funkcji temperatury – schemat poglądowy.

Z rys.1.1 wynika także, że w przypadku każdego z wyróżnionych mechanizmów zniszczenia konieczne są wszystkie trzy modele konstytutywne, tj. liniowej i nieliniowej sprężystości, lepko-sprężystości i lepko-plastyczności, por. także [Gagliano i in. 2004].

Należy podkreślić, że np. w przypadku pękania niskotemperaturowego nie jest możliwe modelowanie pękania przy zastosowaniu modelu materiału liniowo-sprężystego, bowiem konieczne jest jeszcze zapostulowanie kryterium zniszczenia (pękania). Podobnie jest w przypadku zmęczenia, gdzie należy zapostulować prawo degradacji własności sprężystych materiału w wyniku cyklicznego obciążenia.

Podstawowym celem niniejszej pracy jest próba znalezienia zależności między właściwościami reologicznymi lepiszcza asfaltowego a odpornością na powstawanie trwałych deformacji (koleinowanie) w mieszance mineralno-asfaltowej wytworzonej przy użyciu badanego lepiszcza. Jak wskazują doświadczenia badaczy na całym świecie, nie jest łatwe

wskazanie parametru charakteryzującego lepiszcze, który jednocześnie pozwoli na oszacowanie odporności na deformacje trwałe mieszanki, por. np. [D'Angelo i in. 2007], [Nicholls 2006]. Wobec tego interesuje nas modelowanie procesu koleinowania.



Rys.1.2. Deformacje nawierzchni podatnych.

Nas interesuje gałąź zaznaczona na schemacie (por. rys.1.2) na czerwono, gdyż postuluje się że własności lepkie i plastyczne mieszanki mineralno-asfaltowe w głównej mierze zależą od własności lepkich i plastycznych lepiszcza.

Na podstawie szeroko prezentowanych w literaturze wyników badań dotyczących zjawiska powstawania kolein w nawierzchniach drogowych, por. m. in. [Gagliano i in. 2004] i [Nicholas 2006] można określić podstawowe czynniki jakie mają bezpośredni wpływ na wielkość powstającej koleiny. Czynniki te można pogrupować na te związane z:

- kruszywem,
- lepiszczem,
- mieszaną mineralno-asfaltową,
- warunkami środowiskowymi,
- ruchem,
- konstrukcją i stanem aktualnym drogi.

Kruszywo	-uziarnienie (krzywa uziarnienia), -wytrzymałość na ściskanie, -kształt ziaren kruszywa, -typ wypełniacza i jego zawartość, -wielkość powierzchni kontaktu na jednostkę objętości, -porowatość kruszywa, -wielkość najgrubszej frakcji kruszywa
Lepiszcze	-własności lepko-sprężyste lepiszcza w funkcji temperatury
Mieszanka mineralno-asfaltowa	-zawartość lepiszcza, -zawartość pustek powietrznych, -stopień zagęszczenia, -zawartość wypełniacza

Warunki środowiskowe	-temperatura, -promieniowanie ultrafioletowe, -starzenie lepiszcza
Ruch	-obciążenia na oś/koło, -intensywność ruchu, -prędkość ruchu, -udział poszczególnych typów pojazdów, -rodzaj ogumienia.
Konstrukcja, stan aktualny drogi	-układ warstw drogi (układ konstrukcyjny drogi), -istniejące koleiny (naprawiane koleiny), -warunki odwodnienia drogi, -limity prędkości, -pochylenie (spadek) drogi w kierunku podłużnym, -szerokość pozostałych pasów (np. pobocza)

Czynników wpływających na prędkość powstawania deformacji trwałych w drodze jak widać po powyższych tabelach jest wiele, jednak w celu porównywania jakościowego mieszanek mineralno-asfaltowych należy wybrać pewną wyidealizowaną sytuację. Podstawowym testem, który pozwala na oszacowanie odporności na deformacje trwałe, stosowanym w drogownictwie i przeprowadzanym w takich wyidealizowanych warunkach, jest test koleinowania.

1.2. Układ raportu

Raport składa się z ośmiu punktów, które zasadniczo można podzielić na te związane z rozważaniami teoretycznymi dotyczącymi głównie relacji konstytutywnych lepko-sprężystości oraz te, w których zaprezentowano wyniki przeprowadzonych badań podstawowych i funkcjonalnych na czterech różnych lepiszczach.

Punkt drugi w całości został poświęcony prezentacji teorii małych odkształceń oraz relacji konstytutywnych sprężystości, lepko-sprężystości oraz plastyczności. Najszerzej przedyskutowano ogólne sformułowanie relacji liniowej lepko-sprężystości dla ciał trójwymiarowych oraz jednowymiarowych. Wśród modeli jednowymiarowych zamieszczono interpretację odkształceń trwałych na zasadzie kontrastu między modelami standardowym i Burgersa.

W punkcie trzecim przedstawiono test koleinowania jako podstawowego badania weryfikującego odporność na powstawanie deformacji trwałych w nawierzchniach drogowych. Także w tym punkcie przy wykorzystaniu relacji konstytutywnych lepko-sprężystości i modelu Prony'ego zamodelowano przy wykorzystaniu metody elementów skończonych test koleinowania. Otrzymane rozwiązanie pokazano na w postaci wykresów warstwicznych.

Punkt czwarty poświęcono weryfikacji powszechnie stosowanych systemów oceny lepiszczy asfaltowych pod kątem ich odporności na deformacje trwałe (czyli w konsekwencji na koleinowanie). Przedstawiono kryterium lepkości zerowego ścinania przy zastosowaniu modeli Crossa i Carreau-Yasudy. Dla wspomnianych modeli zamieszczono przykład w którym podano interpretację poszczególnych parametrów oraz praktyczny sposób na wyznaczenie poszukiwanego parametru η_0 . Kolejnym omawianym kryterium jest system oceny stworzony w ramach programu SHRP związany z interpretacją wielkości $|G^*|/\sin(\delta)$.

W punkcie tym zaprezentowano również propozycję własnego kryterium odporności na koleinowanie jako współczynnika deformacji powstałego przez podzielenie dwóch charakterystycznych odkształceń powstałych w teście powtarzalnego pełzania i długotrwałej relaksacji.

W kolejnych trzech punktach (tj. 5, 6 i 7) zamieszczono wyniki badań doświadczalnych standardowych i niestandardowych przeprowadzonych na czterech wybranych lepiszczach 35/50, 50/70, 30B i 80B. Wyniki te zostały skomentowane w kontekście rozważań teoretycznych oraz omawianych i proponowanych kryteriów oceny lepiszczy asfaltowych.

Ostatni, ósmy punkt stanowi krótkie podsumowanie oraz wskazanie kierunków dalszych badań w ramach zrealizowanego pierwszego etapu pracy.

2. Deformacje trwałe - interpretacja

2.1. Zależności podstawowe teorii małych przemieszczeń i sformułowanie zagadnienia brzegowego

Formułując zagadnienie brzegowo-początkowe teorii małych przemieszczeń (por. [Blinowski 1989]) rozpatruje się ciało (utożsamiane ze zbiorem otwartym Ω w przestrzeni euklidesowej punktowej) ograniczone brzegiem Γ . Ze względu na założenie o małych przemieszczeniach nie rozróżnia się konfiguracji odkształconej i nieodkształconej ciała. W najczęściej spotykanym przypadku brzeg ciała dzielony jest na rozłączne części Γ_p i Γ_u ($\Gamma_p \cap \Gamma_u = \emptyset$ oraz $\bar{\Gamma} = \bar{\Gamma}_p \cup \bar{\Gamma}_u$, gdzie kreska nad symbolem oznacza domknięcie zbioru). Na części brzegu Γ_p znane jest obciążenie powierzchniowe $\mathbf{p}(\mathbf{x}, t)$, zaś na części Γ_u znane jest przemieszczenie $\mathbf{u}_0(\mathbf{x}, t)$. Zakłada się, że w chwili $t = t_0$ ciało jest w tzw. stanie naturalnym (nienaprężonym i nieodkształconym). Dodatkowo dane są warunki początkowe i tzw. warunki zgodności dla pola przemieszczenia $\{\Omega, \mathbf{u}(\mathbf{x}, t)\}$, $\mathbf{x} \in \Omega$. Muszą one być tak zadane, aby nie dopuścić do sytuacji, w której pole przemieszczenia opisuje ruch sztywny ciała. Siły objętościowe oznaczone są jako $\mathbf{f}(\mathbf{x}, t)$. W przytoczonych równaniach $\mathbf{x}$ jest wektorem określającym położenie cząstki ciała ze zbioru Ω w przyjętym układzie współrzędnych.

Tensor odkształcenia $\boldsymbol{\varepsilon}$ występujący w (2.1), będący symetryczną częścią z tensora gradientu przemieszczenia określony jest w następujący sposób:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \frac{1}{2}(\mathbf{h} + \mathbf{h}^T), \quad (2.1)$$

gdzie

$$\mathbf{h}^T = \text{gradu}(\mathbf{x}, t), \quad (2.2)$$

jest gradientem pola przemieszczenia. Symbol „T” oznacza transpozycję tensora. Tensor odkształceń (2.1) jest stosowany w klasycznej teorii sprężystości i we wszystkich teoriach małych przemieszczeń, które uwzględniają niesprężyste właściwości materiałów.

Konsekwencją zasady zachowania pędu i momentu pędu są następujące lokalne równania równowagi:

$$\text{div} \boldsymbol{\sigma} + \mathbf{f} = \mathbf{0}, \quad \mathbf{f} = \mathbf{f}_0 - \rho \frac{\partial^2 \mathbf{u}}{\partial t^2}, \quad \boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{\sigma}^T, \quad (2.3)$$

gdzie $\mathbf{f}_0$ oznacza dane *a priori* siły objętościowe, a $-\rho\ddot{\mathbf{u}}$ są siłami bezwładności (ponieważ $\mathbf{u}(\mathbf{x}, t)$). Dodatkowo znane jest pole gęstości $\rho = \rho(\mathbf{x})$, zaś “div” oznacza operację dywergencji. W równaniu (2.3) występuje tensor naprężenia jako funkcja położenia i czasu $\boldsymbol{\sigma}(\mathbf{x}, t)$.

Uwagi:

- 1) Równania (2.1-2.3) są stosowane w dowolnych teoriach małych przemieszczeń.
- 2) Ponieważ w ramach teorii małych odkształceń występują pola: $\mathbf{u}(\mathbf{x}, t)$, $\boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{x}, t)$ i $\boldsymbol{\sigma}(\mathbf{x}, t)$, to ich różniczkowanie po czasie powoduje, że mamy także:

$$\begin{aligned}\dot{\mathbf{u}}(\mathbf{x}, t) &= \frac{\partial \mathbf{u}(\mathbf{x}, t)}{\partial t}, & \ddot{\mathbf{u}}(\mathbf{x}, t) &= \frac{\partial \dot{\mathbf{u}}(\mathbf{x}, t)}{\partial t} = \frac{\partial^2 \mathbf{u}(\mathbf{x}, t)}{\partial t^2}, & \text{ itd.,} \\ \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}(\mathbf{x}, t) &= \frac{\partial \boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{x}, t)}{\partial t}, & \ddot{\boldsymbol{\varepsilon}}(\mathbf{x}, t) &= \frac{\partial \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}(\mathbf{x}, t)}{\partial t} = \frac{\partial^2 \boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{x}, t)}{\partial t^2}, & \text{ itd.,} \\ \dot{\boldsymbol{\sigma}}(\mathbf{x}, t) &= \frac{\partial \boldsymbol{\sigma}(\mathbf{x}, t)}{\partial t}, & \ddot{\boldsymbol{\sigma}}(\mathbf{x}, t) &= \frac{\partial \dot{\boldsymbol{\sigma}}(\mathbf{x}, t)}{\partial t} = \frac{\partial^2 \boldsymbol{\sigma}(\mathbf{x}, t)}{\partial t^2}, & \text{ itd.}\end{aligned}\tag{2.4}$$

- 3) W wielu zagadnieniach celowe jest wydzielenie ze stanu naprężenia i odkształcenia tzw. części kulistych i dewiatorowych:

$$\boldsymbol{\sigma} = \frac{1}{3}(\text{tr } \boldsymbol{\sigma})\mathbf{I} + \mathbf{s} \quad \text{oraz} \quad \boldsymbol{\varepsilon} = \frac{1}{3}(\text{tr } \boldsymbol{\varepsilon})\mathbf{I} + \mathbf{e},\tag{2.5}$$

gdzie symbol „tr” oznacza ślad tensora. Należy podkreślić, że rozkład na część kulistą i dewiatorową (2.5) można dokonać zawsze, tzn. niezależnie od tego czy rozpatrujemy sprężysty materiał izotropowy czy materiał o innych własnościach mechanicznych. Fakt ten wynika z własności macierzy i tensorów.

Zagadnienie brzegowe teorii małych odkształceń w przypadku materiałów sprężystych, lepkosprężystych i plastycznych różni się tylko postacią relacji konstytutywnych. Oznacza to, że do kompletu równań (2.1) i (2.3) należy jeszcze dodać relację konstytutywną (związek między $\boldsymbol{\sigma}$ i $\boldsymbol{\varepsilon}$) oraz na brzegu Γ_p naprężeniowe i na brzegu Γ_u przemieszczeniowe warunki brzegowe, które można odpowiednio zapisać jako:

$$\boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n} = \mathbf{p}, \quad \mathbf{u} = \mathbf{u}_o.\tag{2.6}$$

2.2. Relacje konstytutywne liniowej sprężystości

W ogólności relacje konstytutywne liniowej sprężystości dla dowolnych materiałów anizotropowych zapisać można w następującej postaci:

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C} \cdot \boldsymbol{\varepsilon},\tag{2.7}$$

gdzie $\mathbf{C}$ jest podwójnie symetrycznym tensorem czwartego rzędu (nazywanym tensorem sztywności albo sprężystości materiału). Kropką oznaczyliśmy pełne nasunięcie tensorów. Tensor $\mathbf{C}$ należy do przestrzeni o 21 wymiarach, co oznacza, że reprezentacja tego tensora ma w ogólności 21 niezależnych składowych. W przypadku materiału izotropowego tensor

sztywności jest tensorem izotropowym z dwoma niezależnymi stałymi. Wygodnie jest wtedy zrezygnowanie z zapisu z tensorem czwartego rzędu, por. np. [Blinowski 1989].

Związek Hooke'a materiałów izotropowych (z modułem Younga E i współczynnikiem Poissona ν , jako dwoma stałymi niezależnymi) możemy zapisać w postaci:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \frac{1}{E} \left[(1+\nu) \boldsymbol{\sigma} - \nu (\text{tr} \boldsymbol{\sigma}) \mathbf{I} \right]. \quad (2.8)$$

Relację (2.8) można odwrócić uzyskując:

$$\boldsymbol{\sigma} = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[(1-2\nu) \boldsymbol{\varepsilon} + \nu (\text{tr} \boldsymbol{\varepsilon}) \mathbf{I} \right] = \lambda (\text{tr} \boldsymbol{\varepsilon}) \mathbf{I} + 2\mu \boldsymbol{\varepsilon}, \quad (2.9)$$

gdzie parametry

$$\lambda = \frac{\nu E}{(1-2\nu)(1+\nu)}, \quad \mu = G = \frac{E}{2(1+\nu)}, \quad (2.10)$$

zwane są stałymi sprężystości Lamé'go.

Należy podkreślić, że stosując relacje konstytutywne sprężystości mamy sytuację, w której po zdjęciu obciążeń działających na ciało, wraca ono do konfiguracji początkowej (tzw. stanu naturalnego) czyli **nie występują żadne odkształcenia trwałe**.

2.3. Relacje konstytutywne lepko-sprężystości

W ogólności relacje konstytutywne liniowej lepko-sprężystości zapisać można na dwa podstawowe sposoby tj. w postaci równań różniczkowych i całkowych, por. [Ward 1975], Perzyna 1966].

Relacje konstytutywne materiałów liniowolepkosprężystych w przypadku jednowymiarowym można napisać w postaci operatorowej w postaci następującego równania różniczkowego:

$$P\boldsymbol{\sigma} = Q\boldsymbol{\varepsilon}, \quad (2.11)$$

gdzie P i Q są liniowymi operatorami różniczkowymi:

$$P = 1 + p_1 D + p_2 D^2 + \dots + p_N D^N, \quad (2.12)$$

$$Q = q_0 + q_1 D + q_2 D^2 + \dots + q_M D^M, \quad (2.13)$$

w których: p_n, q_0, q_m ($n = 1, \dots, N$; $m = 1, \dots, M$) są stałymi.

W operatorach (2.12) i (2.13) występują pochodne cząstkowe po czasie, podobnie jak w (2.4). Zgodnie z wprowadzoną umową, w przypadku prostych modeli reologicznych będziemy stosowali oznaczenia $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}$, zamiast $D\boldsymbol{\varepsilon}$, itp.

Postępując czysto formalnie i przyjmując założenie o izotropii materiału i pamiętając, że rozkłady tensorów naprężenia i odkształcenia na części dewiatorowe i kuliste są liniowymi, izotropowymi funkcjami tensorowymi oraz operatory typu (2.12) i (2.13) są liniowe, można zaproponować uogólnienie relacji konstytutywnych (2.11) na stany przestrzenne w postaci, która składa się z dwóch niezależnych równań, oddzielnie dla stanów dewiatorowych naprężenia i odkształcenia, tj.:

$$P_2 \mathbf{s} = Q_2 \mathbf{e} \quad (2.14)$$

oraz kulistych stanów naprężenia i odkształcenia:

$$P_1 (\text{tr} \boldsymbol{\sigma}) = Q_1 (\text{tr} \boldsymbol{\varepsilon}), \quad (2.15)$$

gdzie występują różniczkowe operatory liniowe typu (2.12) i (2.13) (oczywiście z różnymi stałymi dla stanów kulistych i dewiatorowych), por. także [Jemioło i Gajewski 2002a].

Jednowymiarowe równania konstytutywne w postaci całkowej, np. w postaci:

$$\boldsymbol{\sigma}(t) = \int_{0^-}^t \tilde{E}(t-\tau) \frac{\partial \boldsymbol{\varepsilon}(\tau)}{\partial \tau} d\tau, \quad (2.16)$$

mogą być uogólnione na stany przestrzenne w następujący sposób (analogia do związku Hooke'a):

$$\mathbf{s}(t) = 2 \int_{0^-}^t \tilde{G}(t-\tau) \frac{\partial \mathbf{e}(\tau)}{\partial \tau} d\tau, \quad (2.17)$$

$$\text{tr} \boldsymbol{\sigma}(t) = 3 \int_{0^-}^t \tilde{K}(t-\tau) \frac{\partial (\text{tr} \boldsymbol{\varepsilon}(\tau))}{\partial \tau} d\tau. \quad (2.18)$$

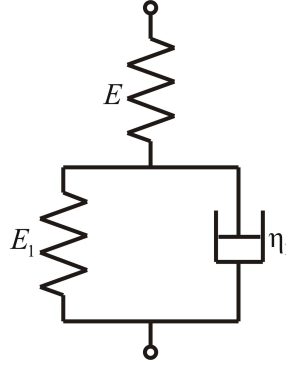
W równaniach (2.17) i (2.18) występują funkcje relaksacji stanu dewiatorowego i stanu kulistego tensora naprężeń.

W relacjach konstytutywnych dla stanów dewiatorowych i kulistych (2.14) i (2.15) postacie operatorów P_1 , Q_1 , P_2 , Q_2 można przyjąć posługując się modelami jednowymiarowymi szeroko prezentowanymi w literaturze dotyczącej reologii, por. []. Należy podkreślić że **o deformacjach trwałych** w przypadku jednowymiarowych relacji konstytutywnych, których interpretacje są przedstawione jako pewne kombinacje połączonych szeregowo/równolegle elementów sprężystych (sprężyn) i lepkich (tłumiki) **można mówić tylko wtedy, gdy w układ włączono szeregowo element lepki**. Kwestię tę najłatwiej wyjaśnić na przykładzie dwóch wybranych modeli jednowymiarowych, tj. np. modelu standardowego i modelu Burgersa.

Uwaga: W przypadku ciała trójwymiarowego o relacjach konstytutywnych (2.14) i (2.15) wystarczy, że tylko dla części kulistej albo dla części dewiatorowej zastosuje się model reologiczny z szeregowo włączonym tłumikiem, a powstaną odkształcenia trwałe w przypadku złożonych stanów naprężenia.

Model Standardowy

W przypadku szeregowego połączenia elementu sprężystego o charakterystyce E z elementem Kelvina-Voigta (o charakterystykach odpowiednio E_1 i η_1) otrzymujemy model, który w literaturze nosi nazwę modelu standardowego, por. rys.2.1.



Rys.2.1. Schemat ideowy modelu standardowego.

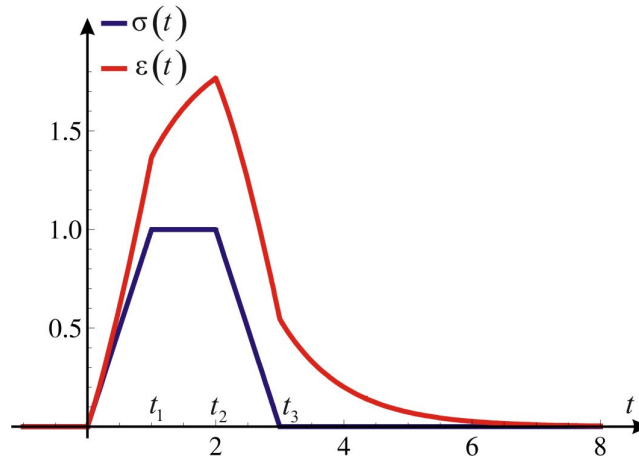
Relacja konstytutywna w przypadku tego modelu ma następującą postać:

$$\sigma + \frac{\eta_1}{E + E_1} \dot{\sigma} = \frac{EE_1}{E + E_1} \varepsilon + \frac{E\eta_1}{E + E_1} \dot{\varepsilon}. \quad (2.19)$$

Przyjmijmy wobec tego wymuszenie naprężeniowe w postaci odcinkowo liniowej funkcji naprężenia (na rys.2.2 niebieska linia), którą zapisać można w następującej postaci:

$$\begin{aligned} \sigma(t) &= \frac{\sigma_o}{t_1} t H(t), \quad t \in [0^-, t_1] \\ \sigma(t) &= \sigma_o, \quad t \in [t_1, t_2] \\ \sigma(t) &= -\frac{\sigma_o}{t_3 - t_2} (t - t_3), \quad t \in [t_2, t_3] \\ \sigma(t) &= 0, \quad t \in [t_3, \infty], \end{aligned} \quad (2.20)$$

gdzie $H(t)$ jest funkcją Heaviside'a. Możliwe jest dla relacji (2.19) znalezienie odpowiedzi w postaci funkcji $\varepsilon(t)$ odpowiednio w przedziałach, w których zdefiniowano wymuszenie naprężeniowe (2.20), po uwzględnieniu warunków początkowych i ciągłości. Należy zaznaczyć, że w tym przypadku znaleziono rozwiązanie analityczne, jednak ze względu na złożoność wzorów nie zostanie ono tutaj zaprezentowane w jawnej postaci, ale w formie wykresu zamieszczonego na rys. 2.2. W celu sporządzenia wykresu zamieszczonego na rys.2.2 przyjęto jednostkowe wartości parametrów modelu E , E_1 i η_1 oraz parametry wymuszenia $\sigma_o = 1$ [jn], $t_1 = 1$ [s], $t_2 = 2$ [s], $t_3 = 3$ [s].

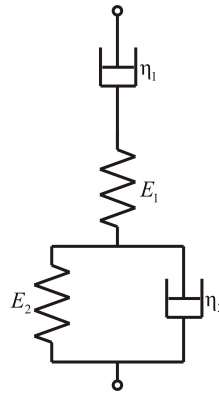


Rys. 2.2. Funkcje: wymuszenia $\sigma(t)$, i odpowiedzi $\varepsilon(t)$ w przypadku modelu standardowego.

Z otrzymanego rozwiązania wynika, że niezależnie od tego ile wykonano by cykli obciążenia, to zawsze przy $t \rightarrow \infty$ funkcja $\varepsilon(t) \rightarrow 0$. Wobec tego w **przypadku tzw. modelu standardowego nie można mówić o deformacjach trwałych**. Wymaganie $t \rightarrow \infty$ jest czysto formalne, gdyż funkcja $\varepsilon(t)$ bardzo szybko zbiega do zera, por. rys.2.2.

Model Burgersa

Model Burgersa powstaje przez szeregowe połączenie modelu Kelvina-Voigta i Maxwella, por. rys. 2.3.



Rys.2.3. Schemat ideowy modelu Burgersa.

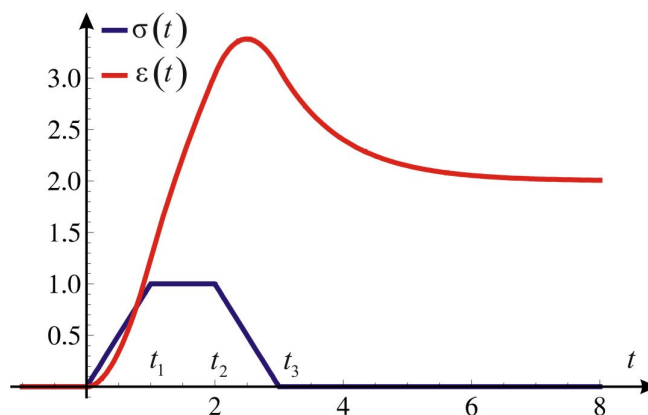
Relacja konstytutywna w przypadku modelu Burgersa ma następującą postać:

$$E_o \sigma + [\eta_\infty (1 + \alpha) + E_o \tau_\sigma] \dot{\sigma} + \eta_\infty \tau_\sigma \ddot{\sigma} = \eta_\infty E_o (\dot{\varepsilon} + \tau_\sigma \ddot{\varepsilon}), \quad (2.21)$$

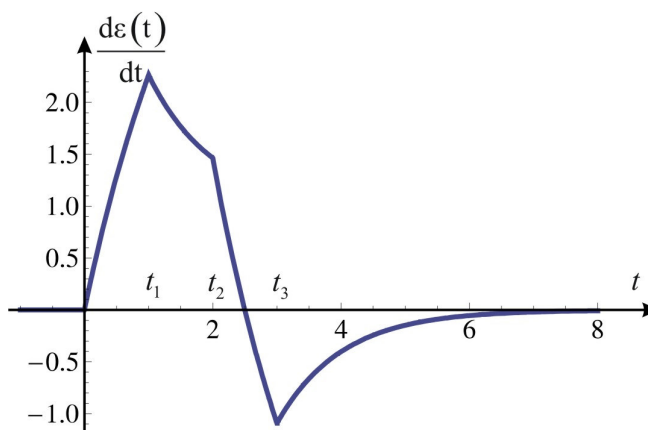
gdzie $E_o = E_1$, $\eta_\infty = \eta_1$, $\tau_\sigma = \frac{E_2}{\eta_2}$, $\alpha = \frac{E_1}{E_2}$. Także w przypadku tego modelu uzyskano

rozwiązanie analityczne przy zadanym programie obciążenia (2.20). Jako, że równanie różniczkowe (2.21) jest równaniem drugiego rzędu to przy rozwiązaniu wykorzystano

warunki ciągłości funkcji $\varepsilon(t)$ jak i jej pierwszej pochodnej. Rozwiązanie to przedstawione zostanie dla jednostkowych wartości parametrów modelu Burgersa (E_o , η_∞ , τ_σ , α) w postaci wykresu (czerwona linia) na rys. 2.4.



Rys.2.4. Funkcje: wymuszenia $\sigma(t)$, i odpowiedzi $\varepsilon(t)$ w przypadku modelu Burgersa.



Rys.2.5. Funkcja $\dot{\varepsilon}(t)$ w przypadku modelu Burgersa.

Na podstawie rozwiązania analitycznego można stwierdzić, że po całkowitym zdjęciu obciążenia w **przypadku modelu Burgersa odkształcenia maleją do wielkości rezydualnej równej: $\frac{\sigma_0}{2\eta_\infty}(t_2 + t_3 - t_1)$. Pozostają więc tzw. deformacje trwałe.**

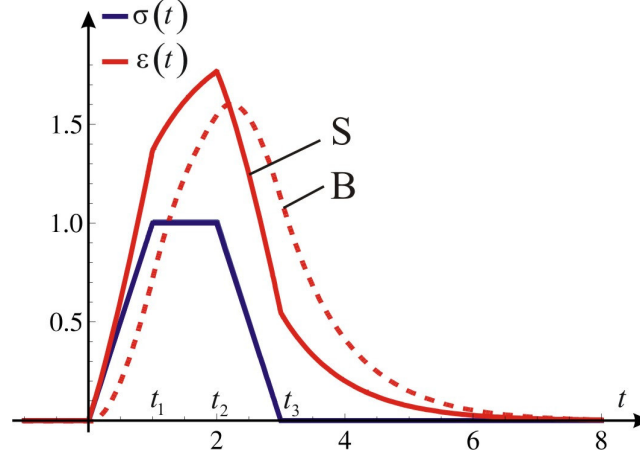
Formalnie z modelu Burgersa można przejść do modelu standardowego. Podzielmy stronami równanie (2.21) przez η_∞ , otrzymamy wtedy

$$\frac{E_o}{\eta_\infty} \sigma + \left[(1 + \alpha) + \frac{E_o}{\eta_\infty} \tau_\sigma \right] \dot{\sigma} + \tau_\sigma \ddot{\sigma} = E_o (\dot{\varepsilon} + \tau_\sigma \ddot{\varepsilon}). \quad (2.22)$$

Przechodząc w granicy z $\eta_\infty \rightarrow \infty$ z modelu Burgersa otrzymujemy model standardowy, jednak charakter równania różniczkowego jest nieco inny. Otrzymane równanie różniczkowe jest równaniem drugiego rzędu

$$[(1+\alpha)]\dot{\sigma} + \tau_{\sigma}\ddot{\sigma} = E_o(\dot{\epsilon} + \tau_{\sigma}\ddot{\epsilon}), \quad (2.23)$$

podczas gdy równanie konstytutywne modelu standardowego jest równaniem pierwszego rzędu. Rozwiązania uzyskane dla modelu standardowego i modelu Burgersa (przy $\eta_{\infty} \rightarrow \infty$) porównano na rys. 2.6.



Rys. 2.6. Porównanie rozwiązań uzyskanych dla modelu standardowego (S) i modelu Burgersa (przy $\eta_{\infty} \rightarrow \infty$) (B).

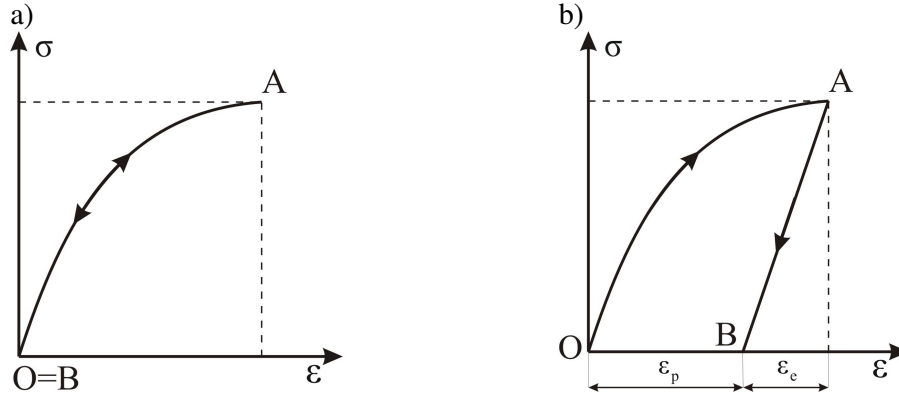
2.4. Relacje konstytutywne plastyczności

W teorii sprężysto-plastyczności, w zakresie małych przemieszczeń, tradycyjnie przyjmowana jest addytywna dekompozycja tensora odkształceń ϵ (por. (2.1) i np. [Khan i Huang 1995] oraz [Lubliner 1990]) na część sprężystą ϵ_e i plastyczną ϵ_p w postaci:

$$\epsilon = \epsilon_e + \epsilon_p. \quad (2.24)$$

Już przy postulowaniu (2.24) zakłada się, że tensor ϵ_e charakteryzuje deformację odwracalną, zaś ϵ_p deformację trwałą. Tensory ϵ_e i ϵ_p są symetrycznymi tensorami drugiego rzędu. W zależności od tego, czy postuluje się relację na ϵ_p czy na $\dot{\epsilon}_p$, rozróżnia się odpowiednio teorię deformacyjną plastyczności i teorię plastycznego płynięcia (por. np. Olszak (1965) red.). Należy podkreślić, że pierwsza z tych teorii może być stosowana tylko w przypadku obciążeń prostych, wobec tego w rozpatrywanych zagadnieniach stosowana będzie teoria plastycznego płynięcia.

W celu określenia odkształceń plastycznych (trwałych) ϵ_p konieczne jest wyróżnienie dwóch procesów (rys. 2.7): czynnego (obciążenie OA) i biernego (odciążenie AB). W stanie naturalnym (punkt O) naprężenia i odkształcenia są zerowe. W przypadku sprężystości (rys. 2.7a) proces jest odwracalny (tj. OA=AB), następuje tylko kumulacja energii wewnętrznej, natomiast w przypadku plastyczności (rys. 2.7b) proces jest nieodwracalny i związany z dyssypacją energii wewnętrznej.



Rys. 2.7. Idealizacja zależności między σ i ϵ w teście rozciągania w przypadku opisu:
 a) sprężystych, b) sprężysto-plastycznych właściwości badanego materiału.

Zazwyczaj na część sprężystą odkształcenia ϵ_e postuluje się liniową relację konstytutywną, por. pkt.2.2. Należy jednak podkreślić, że w przypadku teorii plastycznego płynięcia z dekompozycją (2.24), nie jest możliwe bezpośrednio zdefiniowanie relacji na ϵ_p . W celu określenia relacji konstytutywnej plastyczności wprowadza się pojęcie potencjału plastycznego (warunku plastyczności i funkcji płynięcia plastycznego) i zapisuje się relację między prędkością $\dot{\epsilon}_p$ i pochodną funkcji płynięcia względem stanu naprężenia. Mimo, że relacje konstytutywne sprężystości i plastyczności zapisuje się w prędkościach, to w celu interpretacji badań doświadczalnych należy wykonywać testy przy stałych prędkościach odkształceń.

Zagadnienie brzegowe teorii sprężysto-plastyczności jest nieliniowe i wymaga z reguły sformułowania przyrostowego, np. w celu rozwiązania zadania brzegowego metodą elementów skończonych. Trzeba rozróżnić „kierunki procesów” i śledzić ich „historię” od stanu naturalnego, w którym odkształcenia i naprężenia są zerowe. Śledzona jest odkształcalność ciała w wyniku zadanej „historii” jego obciążenia. Wobec tego wprowadza się, nawet w zagadnieniach statycznych, pewien parametr skalarny $\eta \geq 0$ sterujący obciążeniem. Oznacza to, że dane są siły objętościowe $\mathbf{f}(\mathbf{x}, \eta)$ w obszarze Ω (gdzie $\mathbf{x} \in \Omega$, określa położenie cząstki ciała), zadane jest obciążenie powierzchniowe $\mathbf{p}(\mathbf{x}, \eta)$ na brzegu Γ_p i warunki przemieszczeniowe $\mathbf{u}_0(\mathbf{x}, \eta)$ na brzegu Γ_u . Zakłada się, że na początku procesu obciążenia $\mathbf{f}(\mathbf{x}, 0) = \mathbf{0}$ oraz $\mathbf{p}(\mathbf{x}, 0) = \mathbf{0}$. W zagadnieniu statyki należy znaleźć pola $\{\Omega, \boldsymbol{\sigma}(\mathbf{x}, \eta)\}$, $\{\Omega, \boldsymbol{\epsilon}(\mathbf{x}, \eta)\}$ i $\{\Omega, \mathbf{u}(\mathbf{x}, \eta)\}$, przy zadanych warunkach brzegowych w naprężeniach i przemieszczeniach. W zagadnieniach statyki często utożsamia się parametr η z czasem (tj. $\eta \equiv t$), co ma głębsze uzasadnienie termodynamiczne w zagadnieniach quasi-statycznych i dynamicznych. Pochodne odpowiednich pól po parametrze η oznacza się kropką nad odpowiednim symbolem. Interpretacja parametru η jako czasu może prowadzić do pewnych nieporozumień, jeżeli analizowane są tylko zagadnienia statyczne.

W związku z tym, w zagadnieniach statyki teorii plastyczności wprowadza się uproszczoną notację, w której zamiast przyrostów odkształceń w wyniku wzrastającego obciążenia zapisuje się ich prędkości ($\dot{\epsilon}_e, \dot{\epsilon}_p, \dot{\epsilon}$).

Wobec powyższej uwagi na temat notacji oraz faktu, że relacja konstytutywna plastyczności jest postulowana na przyrost (prędkość) odkształceń plastycznych, addytywną dekompozycję odkształceń zapisuje się następującym wzorem:

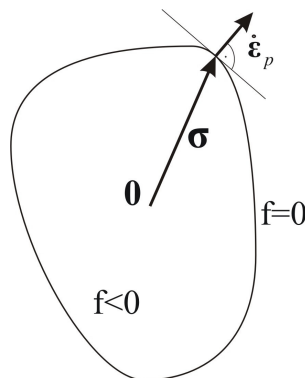
$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_e + \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_p. \quad (2.25)$$

Zależność na część plastyczną odkształcenia postuluje się najczęściej w postaci stowarzyszonego prawa płynięcia:

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_p = \lambda \left. \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right|_{\boldsymbol{\sigma}=\boldsymbol{\sigma}^T}, \quad \lambda \geq 0, \quad (2.26)$$

gdzie $f = 0$, definiuje w przestrzeni stanu naprężenia warunek plastyczności.

W najprostszej wersji teorii plastyczności (tzw. teorii idealnej plastyczności tj. teorii plastyczności bez wzmocnienia) zakłada się, że f jest wyłącznie funkcją $\boldsymbol{\sigma}$. Wtedy nierówność $f < 0$ oznacza, że materiał ma właściwości sprężyste, czyli $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_p = 0$ (co odpowiada $\dot{\lambda} = 0$). Po osiągnięciu przez stan naprężenia warunku plastyczności $f = 0$, plastyczne deformacje zachodzą bez ograniczeń. Stan naprężenia jest określony przez warunek plastyczności. Obowiązuje kryterium obciążenia $\dot{f} = \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \cdot \dot{\boldsymbol{\sigma}} = 0$, które w przypadku idealnej plastyczności zgodne jest z tzw. procesem neutralnym ($\dot{f} = 0$ jest warunkiem niezmienności powierzchni plastyczności). Związek (2.26) definiuje tensor prędkości odkształceń plastycznych zgodnie z normalną do powierzchni plastyczności, por. rys. 2.8.



Rys. 2.8. Warunek plastyczności i stowarzyszone prawo płynięcia

W teorii plastyczności ze wzmocnieniem dodatkowo zakłada się, że f jest zależne także od $\boldsymbol{\varepsilon}_p$ i ewentualnie parametrów wzmocnienia, por. np. [Lubliner 1990]. Oznacza to w praktyce następującą postać warunku plastyczności:

$$f = f(\boldsymbol{\sigma}, \boldsymbol{\beta}, K), \quad (2.27)$$

gdzie tensor $\boldsymbol{\beta}$ jest dewiatorem opisującym przemieszczanie się powierzchni plastyczności w przestrzeni stanu naprężenia, zaś K jest parametrem wzmocnienia, który określa

powiększanie („rozszerzanie”) się zbioru bezpiecznych (zakresu sprężystych właściwości materiału) σ w przestrzeni stanu naprężenia.

O wzmocnieniu izotropowym mówi się wtedy, gdy $\beta \equiv 0$ (przy $K = K(\|\epsilon_p\|)$), zaś o czystym wzmocnieniu kinematycznym, kiedy $K = \sigma_g = const$. W zależności od szczególnej postaci warunku plastyczności, σ_g jest wartością graniczną naprężenia wyznaczoną w teście rozciągania albo czystego ścinania. Jeżeli chodzi o tensor β , to w najprostszej sytuacji można zgodnie z propozycją Melana z 1938 roku określić go jako:

$$\beta = c\epsilon_p, \quad (2.28)$$

gdzie c jest stałą (wtedy równanie ewolucji w ramach teorii zmiennych wewnętrznych ma postać $\dot{\beta} = c\dot{\epsilon}_p$), por. [Lubliner 1990] i [manuale programu ABAQUS].

3. Test koleinowania jako podstawowe badanie weryfikujące odporność na powstawanie deformacji trwałych stosowany w drogownictwie

Test koleinowania jest jednym ze standardowo wykonywanych badań doświadczalnych, w którym ocenia się odporność mieszanki mineralno-asfaltowej na powstawanie trwałych deformacji w wyniku cyklicznie powtarzającego się obciążenia od poruszającego się koła pojazdu. Typowy aparat do badania odporności mieszanek mineralno-asfaltowych na koleinowanie przedstawiono na rys. 3.1.



Rys.3.1. Typowy aparat do badania odporności mieszanek mineralno-asfaltowych na koleinowanie.

Próbka mieszanki mineralno-asfaltowej jest przygotowywana w postaci płyty o wymiarach 500x180x100[mm] w stalowej formie, por. rys. 3.2. Następnie próbka wraz z formą jest umieszczana w aparacie i rozpoczyna się badanie. Wzdłuż płyty porusza się koło z ciśnieniem wewnątrz opony wynoszącym 0.6 [MPa] dociśnięte siłą wynoszącą 5[kN]. W zależności od wymagań koło wykonuje od 10 do 30 tysięcy cykli.



Rys.3.2. Próbkę przygotowana do badania odporności na koleinowanie.



Rys. 3.3. Próbkę po wykonaniu badania.

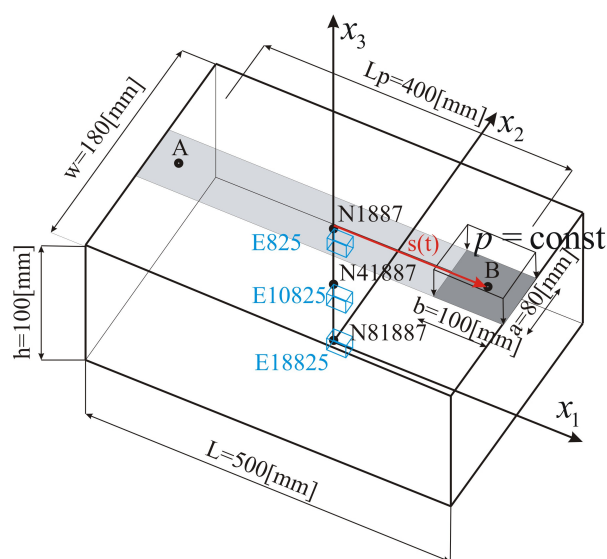
W próbce przy kolejnych cyklach powstaje i stopniowo pogłębia się koleina, por. rys. 3.3. Po zakończeniu badania wykonuje się pomiar głębokości i profilu powstałej koleiny w określonych miejscach, tak jak to pokazano na rys. 3.4.



Rys.3.4. Pomiar głębokości koleiny w wybranych punktach.

3.1. O modelowaniu MES testu koleinowania

W celu numerycznego modelowania testu koleinowania przy zastosowaniu metody elementów skończonych (MES) konieczne jest racjonalne uproszczenie rozważanego zagadnienia. Oczywiście możliwe jest rozwiązanie zagadnienia kontaktowego, w którym opona koła aparatu kontaktuje się z nawierzchnią, por. [ABAQUS/Verification manual] oraz [Jemioło i Gajewski 2002b i 2003], jednak w pierwszym kroku należy sformułować jak najprostsze zadanie, którego rozwiązania pozwolą na wyciąganie jakościowych wniosków i ewentualną modyfikację modelu MES. Wobec tego obciążenie od poruszającego się koła zostanie uwzględnione przez naprężeniowe warunki brzegowe (por. pkt.2.1), a ciśnienie pod kołem pojazdu w rzeczywistości opisane dość złożoną funkcją przybliżone zostanie funkcją stałą. Na ściankach płyty zadane zostaną odpowiednie przemieszczeniowe warunki brzegowe (por. pkt.2.1). Schemat omawianego zadania wraz z charakterystycznymi wymiarami przedstawiono na rys. 3.5.



Rys. 3.5. Charakterystyczne wymiary i sposób obciążenia modelu płyty.

Położenie środka stałego obciążenia p (rozłożonego na powierzchni prostokąta o wymiarach $a \times b$) jest określone przez funkcję $s(t)$ i zmienia się tak jak w teście koleinowania, tzn. w ciągu jednej sekundy środek tego obciążenia przemieszcza się z punktu B do A i z powrotem do punktu B.

Do rozwiązania zagadnień brzegowych teorii małych przemieszczeń zastosowana zostanie metoda elementów skończonych (MES), por. [Zienkiewicz i Taylor 2006] i program ABAQUS/Standard, por. [manuale programu ABAQUS].

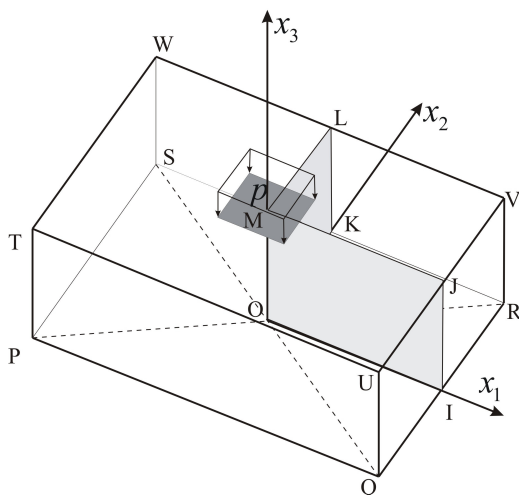
3.2. Rozwiązanie zadania z relacjami konstytutywnymi sprężystości przy $s(t) = 0$

Na wstępie rozwiązano zadanie przy $s(t) = 0$, przyjmując dla materiału relacje konstytutywne liniowej sprężystości i zakładając izotropię (por. pkt.2.1). Można pokazać, że dla liniowo-sprężystego materiału izotropowego z relacją konstytutywną w postaci:

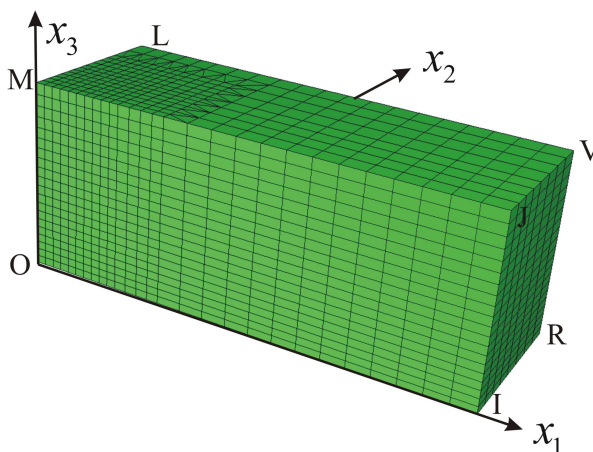
$$\boldsymbol{\sigma} = 2G\boldsymbol{\epsilon} + \frac{2\nu}{1-2\nu}G(\text{tr}\boldsymbol{\epsilon})\mathbf{I} \quad (3.1)$$

rozwiązanie zagadnienia brzegowego zależy tylko od wartości stałej Poissona, zaś stała $\mu = G$ jest tylko współczynnikiem skalującym rozwiązanie. W analizowanym zadaniu przyjęto $\nu = 0.35$, a więc zgodnie ze wzorem $\mu = G = \frac{E}{2(1+\nu)}$ należy przyjąć $E = 2.7$.

Przy $s(t) = 0$ w zadaniu wyróżnić można dwie płaszczyzny symetrii, tj. Ox_1x_2 i Ox_1x_3 co oznacza, że można analizować jedną czwartą całej płyty, por. rys. 3.6.



Rys.3.6. Wybór obszaru do modelowania MES.



Rys.3.7. Siatka MES do zadania statycznego.

Wybrany podobszar płyty zamodelowano elementami sześciowęzłowymi oraz ośmiowęzłowymi o liniowych funkcjach kształtu (6260 elementów C3D8 i C3D6). Powstałą siatkę MES znacznie zagęszczoną w obszarze realizacji naprężeniowych warunków brzegowych zamieszczono na rys. 3.7. Elementy sześciowęzłowe zostały zastosowane tylko

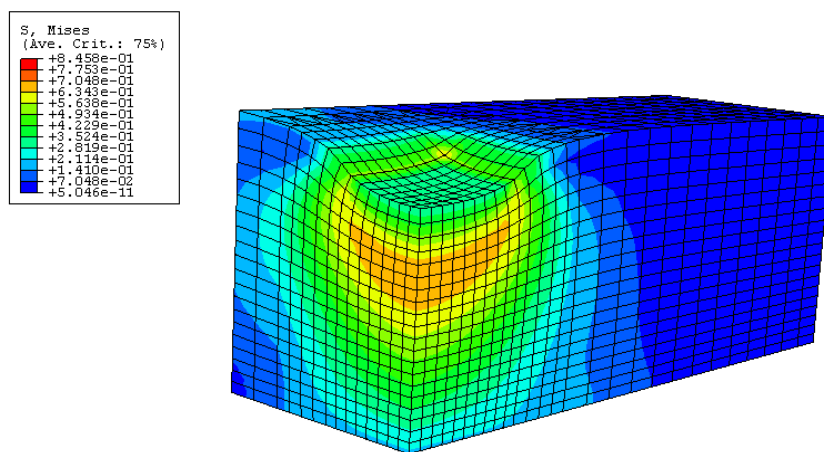
jako elementy przejściowe między obszarem o znacznym zagęszczeniu a obszarem o mniejszym zagęszczeniu elementów.

W węzłach leżących na płaszczyznach OIJM i OKLM założono warunki brzegowe symetrii tj. przyjęto odpowiednio $u_2=0$ oraz $u_1=0$, zaś na płaszczyznach IRVJ, RKLW i OIRK przyjęto dwa warianty przemieszczeniowych warunków brzegowych:

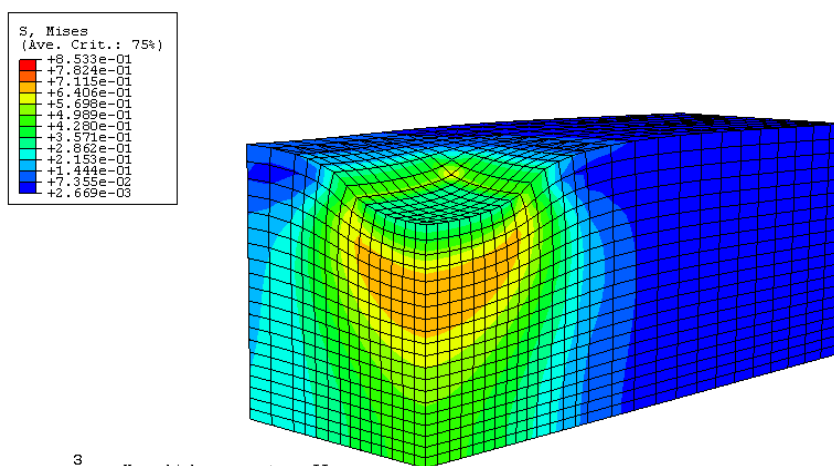
WB1 – we wszystkich węzłach na płaszczyznach IRVJ, RKLW i OIRK przyjęto $u_i=0$, $i=1,2,3$,

WB2 – w węzłach na płaszczyźnie IRVJ przyjęto $u_1=0$, RKLW przyjęto $u_2=0$, zaś w węzłach na płaszczyźnie OIRK $u_3=0$. Na płaszczyźnie MJVL przyjęto zerowe naprężeniowe warunki brzegowe, z wyjątkiem obszaru obciążenia zaznaczonego na rys. 3.6, gdzie przyjęto obciążenie ciśnieniem jednostkowym.

Na rys. 3.8 i 3.9 zamieszczono wykresy warstwiczne naprężeń zastępczych Hubera-Misesa ($\sigma_z = \sqrt{\frac{3}{2} \text{tr} s^2}$) dla dwóch wariantów warunków brzegowych. Na wykresach widoczne są nieznaczne różnice jakościowe jak i ilościowe. Ekstremalne naprężenia zastępcze różnią się o około 1%.

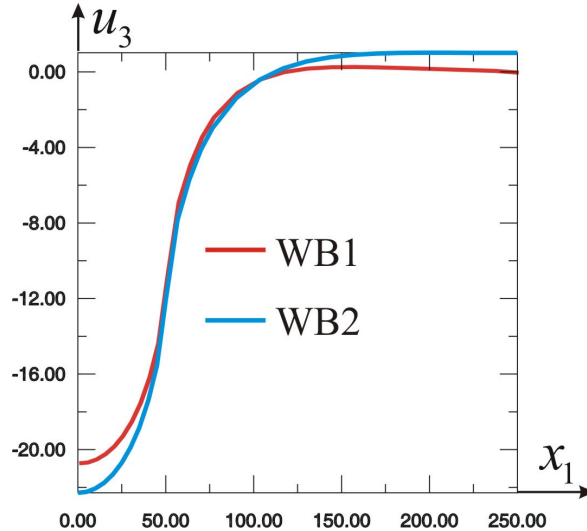


Rys.3.8. Wykres warstwiczny naprężeń zastępczych Hubera-Misesa (przemieszczeniowe warunki brzegowe WB1, mnożnik p).



Rys.3.9. Wykres warstwiczny naprężeń zastępczych Hubera-Misesa (przemieszczeniowe warunki brzegowe WB2, mnożnik p).

Na rys. 3.10 zamieszczono porównanie wykresów przemieszczenia u_3 na linii MJ dla dwóch wariantów przemieszczeniowych warunków brzegowych. Na wykresach widać jakościowe różnice, a przemieszczenie u_3 przy $x_1=0$ różni się o około 7% (tj. około 1.6% w stosunku do wysokości próbki).



Rys.3.10. Porównanie wykresów przemieszczenia u_3 na linii MJ dla dwóch wariantów przemieszczeniowych warunków brzegowych (mnożnik p/μ). Uwaga: jeśli p i μ są w tych samych jednostkach to wtedy u_3 jest w [mm].

Na podstawie rozwiązania zadania statyki z relacjami konstytutywnymi sprężystości można sformułować następujące wnioski:

- wpływ przemieszczeniowych warunków brzegowych WB1 i WB2 na stan naprężenia i odkształcenia w płycie jest nieznaczny,
- wpływ przemieszczeniowych warunków brzegowych WB1 i WB2 na wartości przemieszczeń jest dość istotny, chociaż charakter wykresów jest bardzo zbliżony.

3.3. Dane materiałowe dla lepko-sprężystości

W przypadku analizowanego testu koleinowania konieczne jest uwzględnienie co najmniej lepkich właściwości materiału, por. [Barnes i in. 1989]. Jako, że do rozwiązania zadań brzegowych zastosowany zostanie program ABAQUS to przyjęto model konstytutywny lepko-sprężystości, w którym moduły odkształcalności postaciowej i objętościowej rozwija się w szereg Prony'ego, por. pkt.2.3 oraz instrukcję programu ABAQUS.

W celu zrozumienia implementacji liniowej lepko-sprężystości w programie ABAQUS przekształćmy całkową jednowymiarową relację konstytutywną przywołaną wcześniej wzorem (2.16) do następującej postaci:

$$\sigma(t) = E_0 \int_0^t \tilde{\epsilon}(t-\tau) \frac{\partial \epsilon(\tau)}{\partial \tau} d\tau, \quad (3.2)$$

gdzie

$$\tilde{e}(0) = 1, \quad \tilde{e}(\infty) = \frac{E_\infty}{E_0}. \quad (3.3)$$

W literaturze znana jest propozycja Prony'ego rozwinięcia funkcji $\tilde{e}(t)$ w następujący szereg:

$$\tilde{e}(t) = 1 - \sum_{n=1}^N e_n \left(1 - \exp\left(-\frac{t}{\tau_n}\right) \right), \quad (3.4)$$

gdzie wszystkie $e_n > 0$ oraz $\tau_n > 0$ ($n = 1, \dots, N$). Zapostulowanie funkcji relaksacji w postaci szeregu Prony'ego pozwala na następującą interpretację relacji konstytutywnej (3.2):

$$\sigma(t) = E_0 \left(\varepsilon - \sum_{n=1}^N \varepsilon_n \right), \quad (3.5)$$

gdzie

$$\varepsilon_n(t) = \int_0^t \frac{e_n}{\tau_n} \exp\left(-\frac{t-\tau}{\tau_n}\right) \varepsilon(t-\tau) d\tau. \quad (3.6)$$

Wobec tego tzw. odkształcenia lepkie można interpretować jako:

$$\varepsilon^v = \sum_{n=1}^N \varepsilon_n. \quad (3.7)$$

Wykonując transformatę na funkcji relaksacji $\tilde{E}(t) = E_0 \tilde{e}(t)$ zgodnie ze wzorem

$$E(s) \equiv s \int_{0^-}^{\infty} \tilde{E}(t) e^{-st} dt = s \tilde{E}(s), \quad (3.8)$$

a następnie wykonując podstawienie $E^*(\omega) = E(s)|_{s \rightarrow i\omega}$ otrzymujemy zespolony moduł Younga

$$E^*(\omega) \equiv E_R(\omega) + iE_U(\omega). \quad (3.9)$$

W przypadku modelu Prony'ego prowadzi to do następujących wyników na część rzeczywistą i urojoną modułu Younga:

$$E_R(\omega) = E_0 \left(1 - \sum_{n=1}^N e_n \right) + E_0 \sum_{n=1}^N \frac{e_n \tau_n^2 \omega^2}{1 + \tau_n^2 \omega^2}, \quad E_U(\omega) = E_0 \sum_{n=1}^N \frac{e_n \tau_n \omega}{1 + \tau_n^2 \omega^2}. \quad (3.10)$$

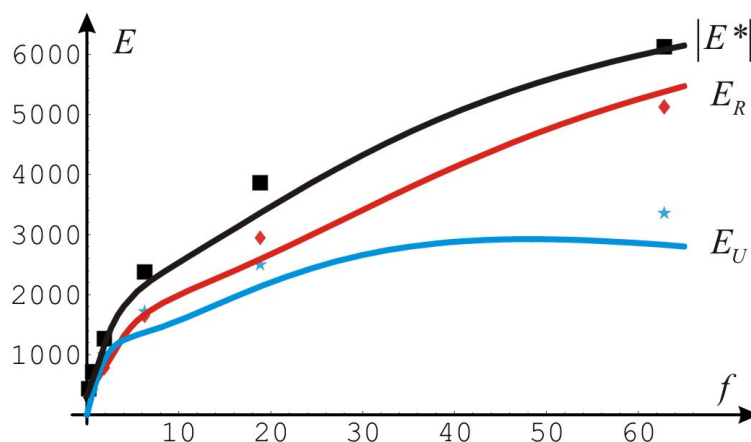
Należy podkreślić, że ze względu na dostępność wyników badań doświadczalnych wyłącznie na część rzeczywistą i urojoną modułu Younga, por. rys.3.11, to moduł Younga rozwinięto w szereg Prony'ego:

$$E_R(t) = E_0 \left(1 - \sum_{k=1}^N \bar{e}_k^p (1 - e^{-t/\tau_k}) \right). \quad (3.11)$$

W celu określenia modułu odkształcenia postaciowego i objętościowego przyjęto, że liczba Poissona ma stałą wartości $\nu_o=0.35$, zaś funkcje modułów K i G wyznaczono ze wzorów:

$$G_R(t) = \frac{E_R(t)}{2(1+\nu_o)}, \quad K_R(t) = \frac{E_R(t)}{3(1-2\nu_o)}. \quad (3.12)$$

Przykładowo na rys.3.11 zamieszczono wyniki badań doświadczalnych dotyczących wartości części rzeczywistej i urojonej modułu Younga przy różnych częstotliwościach i stałej temperaturze wynoszącej $T = 21.8[^\circ\text{C}]$ (znaczniki na wykresie). Na podstawie tych wyników należy wyznaczyć parametry modelu, tj. $\bar{e}_k^p$ i τ_k . Zadanie to nie jest łatwe, gdyż wymaga tzw. optymalizacji nieliniowej. Zagadnienie to nie będzie tu bliżej prezentowane, jednak warto podkreślić, że w celu wyznaczenia parametrów do modelu Prony'ego zastosowano niestandardowe podejście oraz procedury optymalizacji nieliniowej programu Mathematica. Uzyskano następujące wyniki zakładając tylko dwa wyrazy szeregu Prony'ego: $E_0=7567.12[\text{MPa}]$, $\bar{e}_1^p=0.7438$ (tak samo dla K i G), $\tau_1=0.02$ [s], $\bar{e}_2^p=0.2141$ (tak samo dla K i G), i $\tau_2=0.3$ [s]. Dla tych parametrów na rys. 3.11 zamieszczono przewidywania modelu na tle wyników badań doświadczalnych. Przyjęcie większej liczby wyrazów szeregu Prony'ego jest nieracjonalne, gdyż dysponujemy wynikami badań doświadczalnych dla sześciu wartości częstotliwości.



Rys. 3.11. Wyniki badań doświadczalnych (znaczniki) oraz przewidywania modelu Prony'ego dotyczące części rzeczywistej i urojonej modułu Younga w funkcji częstotliwości (w temperaturze $T = 21.8[^\circ\text{C}]$).

Z rys. 3.11 wynika, że zgodność przewidywań modelu z wynikami badań doświadczalnych jest dobra. Należy jednak zauważyć, że zastosowanie standardowo dostępnej w programie ABAQUS procedury optymalizacyjnej do wyznaczania parametrów materiałowych do modelu Prony'ego nie pozwala na uzyskanie akceptowalnych wyników.

3.4. Rozwiązanie zadania lepko-sprężystości z poruszającym się obciążeniem

W przypadku zadania z relacjami konstytutywnymi lepko-sprężystości zamodelowano równomierną siatką MES cały obszar nie wykorzystując symetrii względem płaszczyzny

Ox_1x_3 . Siatka składa się z 9000 elementów C3D8 o liniowych funkcjach kształtu (50x18x10 elementów). Schemat zadania, wymiary, wybrane węzły i elementy siatki MES zamieszczono na rys.3.5.

Przyjęto przemieszczeniowe warunki brzegowe oznaczone w powyższym zadaniu statyki jako WB1. Naprężeniowe warunki brzegowe tj. obciążenie stałe o wartości 0.6 [MPa] rozłożone na prostokącie axb , którego środek porusza się zgodnie z funkcją

$$s(t) = \frac{s_{AB}}{2} \cos(2\pi(t - t_{pk})) \quad (3.13)$$

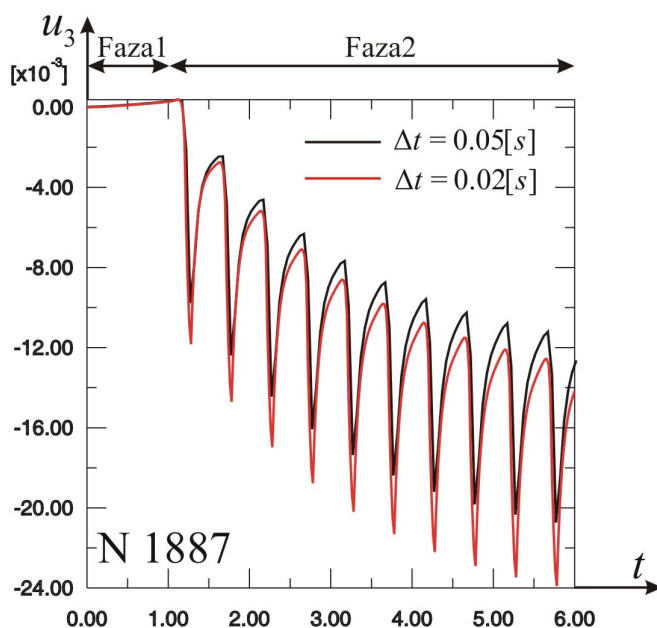
wprowadzono przez procedurę użytkownika DLOAD [manuale ABAQUS, Piechna 2000], która jest zapisana w języku FORTRAN. W powyższym wzorze s_{AB} oznacza odległość między punktami A i B (por. rys. 3.5), zaś t_{pk} czas trwania pierwszej fazy obciążenia.

Proces obciążania został podzielony na dwie fazy:

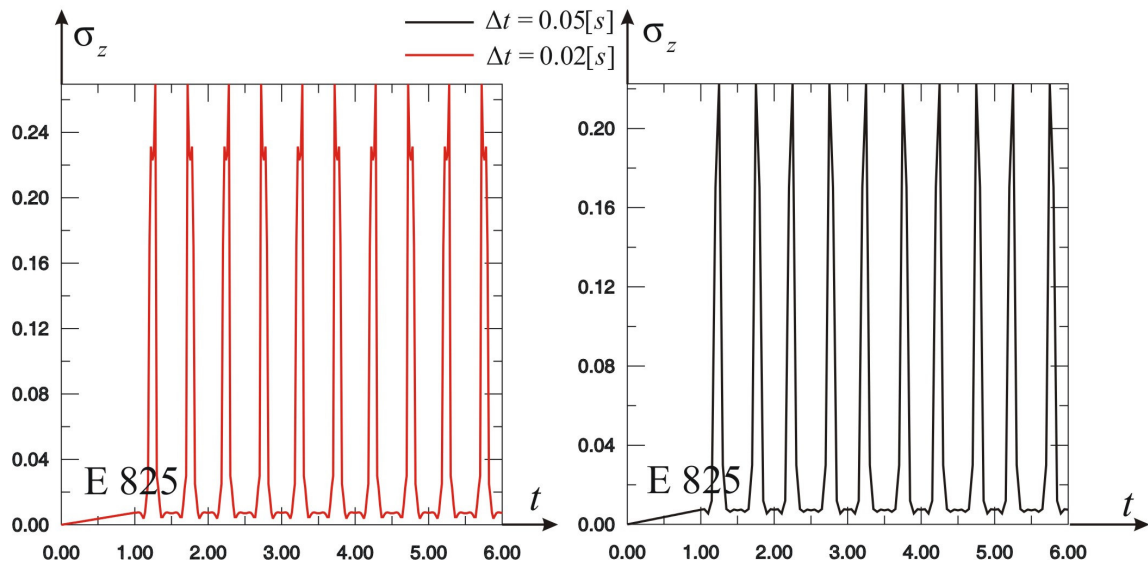
Faza 1 – obciążenie znajduje się w punkcie B i liniowo rośnie od zera do wartości 0.6 [MPa] w czasie 1[s],

Faza 2 – obciążenie o wartości 0.6 [MPa] porusza się zgodnie z wyżej przedstawionym równaniem między punktami A i B.

Zadanie rozwiązano przy stałym kroku całkowania, który wynosił $\Delta t = 0.02[s]$ albo $\Delta t = 0.05[s]$. Wybrane wyniki dotyczące przemieszczenia u_3 w węźle 1887 (por. rys.3.5) oraz naprężenia zastępczego Hubera-Misesa w elemencie 825 w funkcji czasu zaprezentowano odpowiednio na rys. 3.12 i 3.13. Należy stwierdzić, że wybór kroku całkowania ma istotny wpływ na uzyskiwane wyniki. W przypadku składowej przemieszczenia u_3 wybór większego kroku całkowania powoduje, że uzyskiwane wyniki są co do wartości bezwzględnej znacznie mniejsze. Podobna tendencja widoczna jest także w przypadku naprężeń zastępczych Hubera-Misesa.

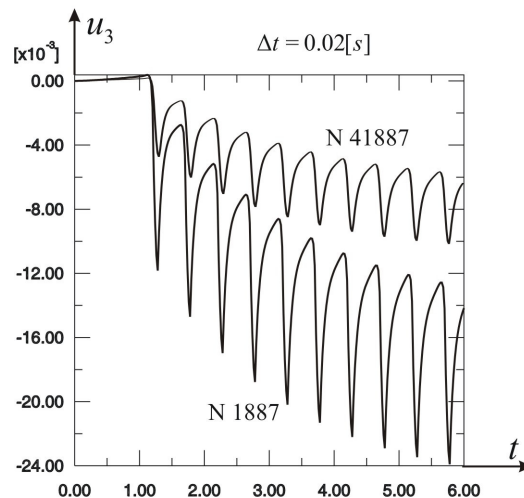


Rys. 3.12. Porównanie wykresów składowej przemieszczenia u_3 w węźle 1887 w funkcji czasu przy różnych wartościach kroku całkowania.



Rys.3.13. Porównanie wykresów naprężeń zastępczych Hubera-Misesa w elemencie 825 w funkcji czasu przy różnych wartościach kroku całkowania.

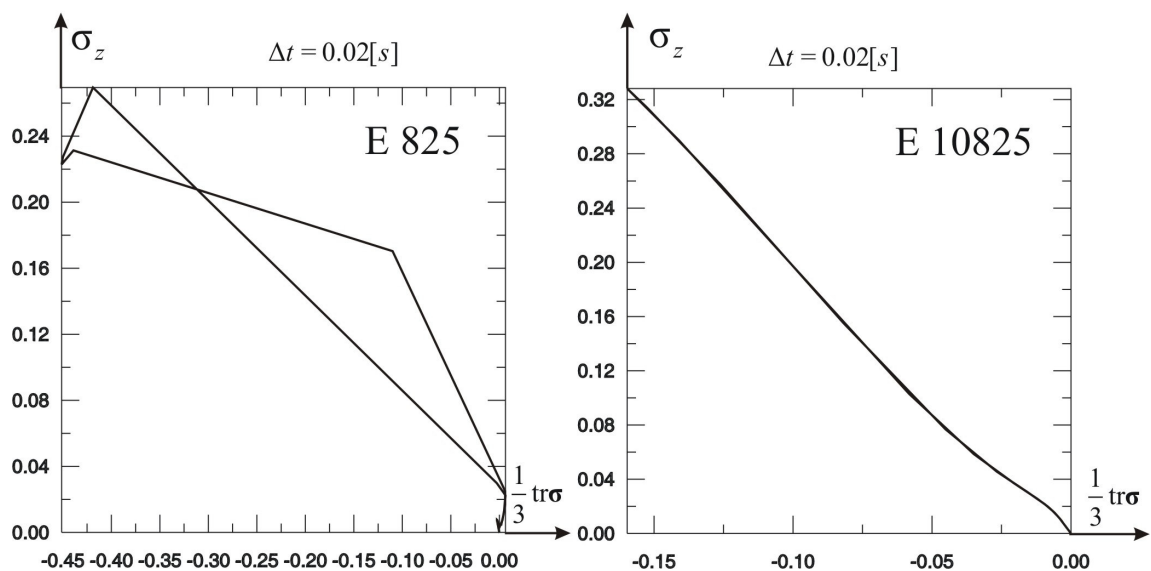
Na rys.3.14 zamieszczono z kolei porównanie wykresów składowej przemieszczenia u_3 w odpowiednio w węźle 1887 i 41887 (por. rys.3.5) w funkcji czasu. Charakter tych wykresów jest bardzo podobny, jednak, zgodnie z oczekiwaniami wartości przemieszczeń w węźle w połowie wysokości próbki co do wartości bezwzględnej mają mniejsze wartości.



Rys.3.14. Porównanie wykresów składowej u_3 przemieszczenia w funkcji czasu w węźle 1887 i 41887 (krok całkowania $\Delta t = 0.02[s]$)

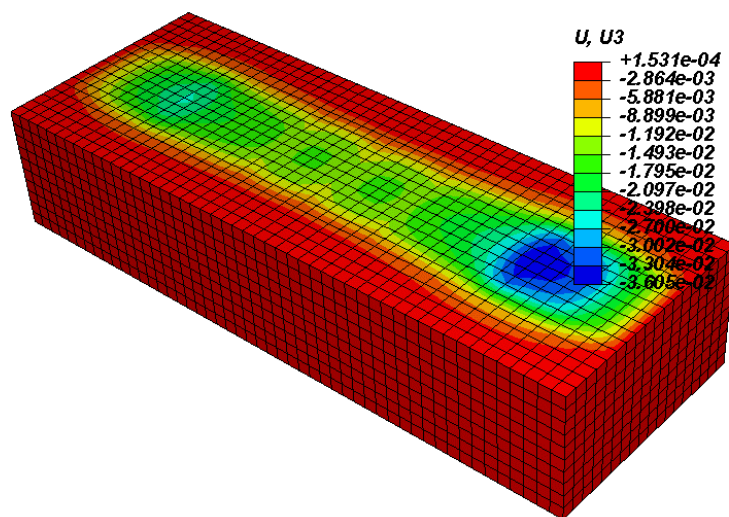
Na rys.3.15 przedstawiono wykresy naprężeń zastępczych Hubera-Misesa w funkcji naprężenia średniego (tj. $\frac{1}{3} \text{tr} \sigma$) dla $t \in [0, 6]$ [s], w dwóch wybranych elementach siatki MES (elemencie 825 i 10825, por.rys.3.5). Zaprezentowane wykresy mają zupełnie inny charakter a ciekawe wydaje się to, że przy kolejnych cyklach obciążenia (tj. kolejnych przejazdach obciążenia) na wykresie funkcje pokrywają się dla obydwu elementów, mimo ciągłej

dyssypacji energii. Warto podkreślić, że zwiększanie liczby cykli na tych wykresach nic nie zmienia.

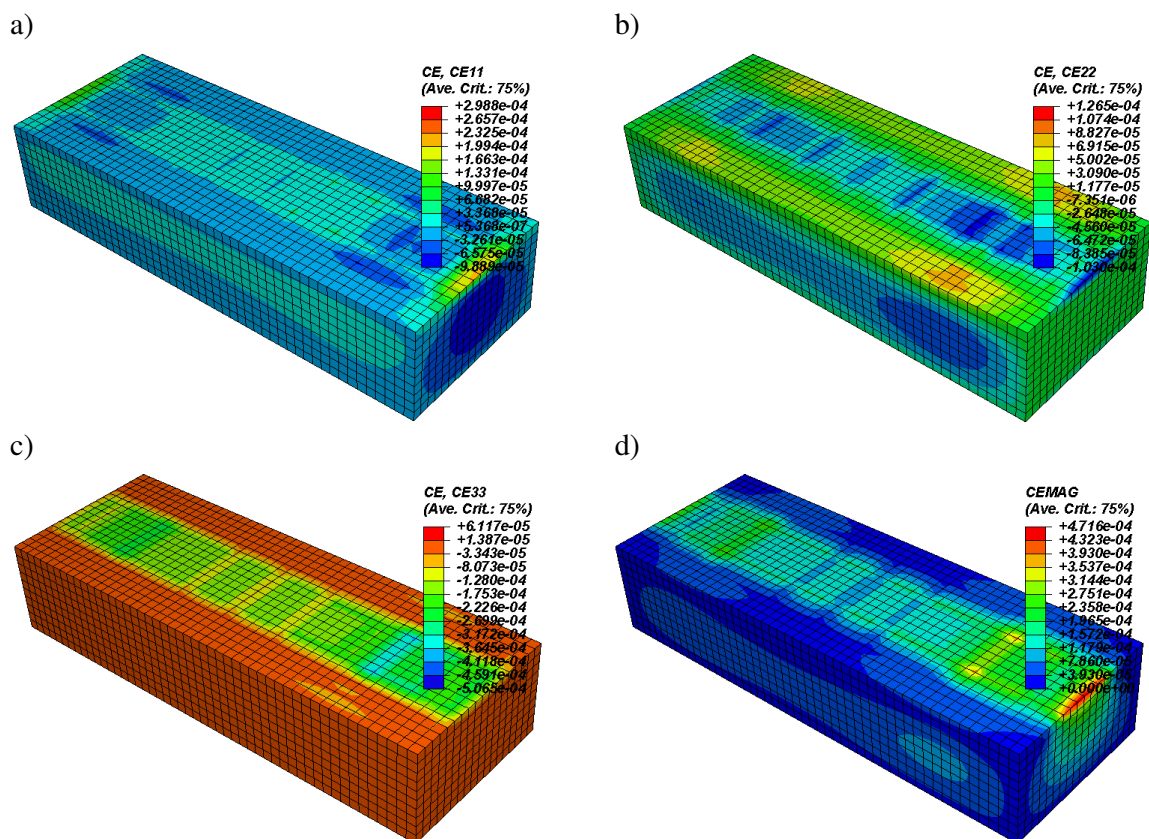


Rys.3.15. Wykresy naprężeń zastępczych Hubera-Misesa w funkcji $\frac{1}{3} \text{tr} \sigma$ w dwóch wybranych elementach o numerze 825 i 10825 ($t \in [0, 6]$ [s], krok całkowania $\Delta t = 0.02[s]$).

Dalej zaprezentowano wykresy warstwiczne wybranych wielkości w chwili $t = 6[s]$. I tak na rys.3.16 zamieszczono wykres warstwiczny składowej przemieszczenia u_3 , zaś na rys. 3.17 wykresy warstwiczne wybranych składowych odkształceń lepkich: ε_{11}^v , ε_{22}^v , ε_{33}^v oraz normy odkształceń lepkich $\sqrt{\varepsilon^v \cdot \varepsilon^v}$.

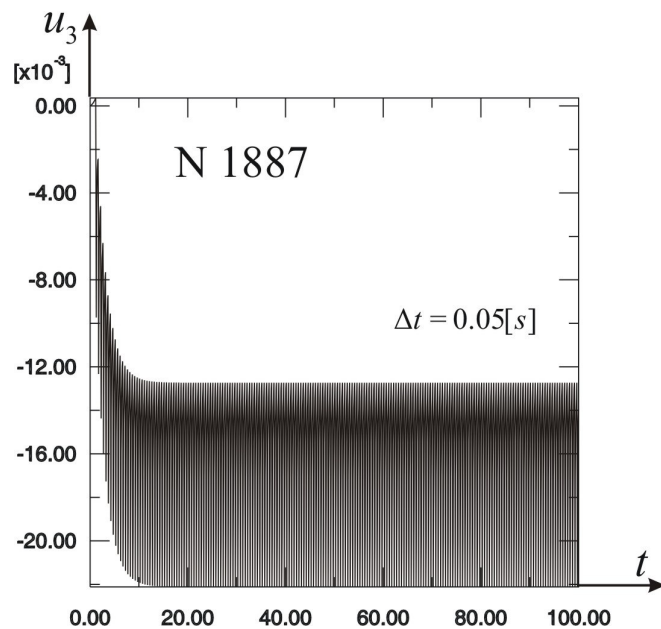


Rys.3.16. Wykres warstwiczny składowej przemieszczenia u_3 przy $t = 6[s]$ (krok całkowania $\Delta t = 0.05[s]$).

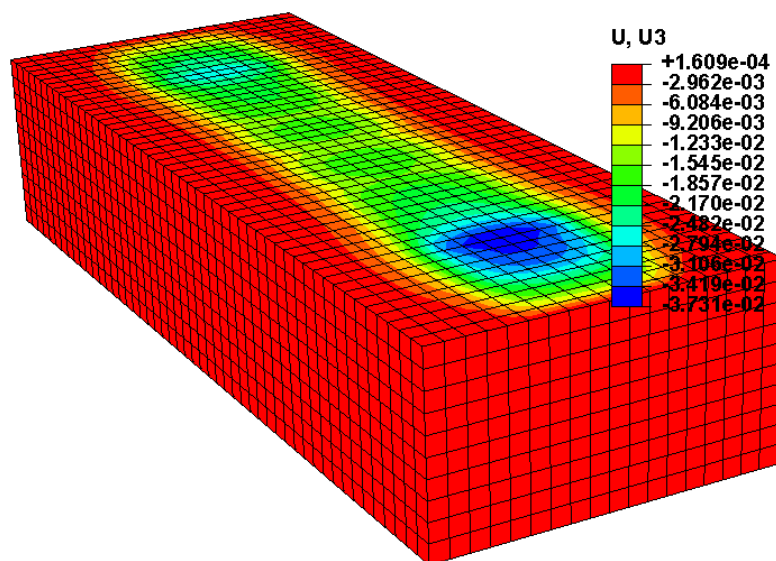


Rys.3.17. Wykresy warstwowe wybranych składowych odkształceń lepkich: a) ε_{11}^v , b) ε_{22}^v , c) ε_{33}^v oraz d) normy odkształceń lepkich $\sqrt{\varepsilon^v \cdot \varepsilon^v}$, przy $t=6[s]$ (krok całkowania $\Delta t=0.05[s]$).

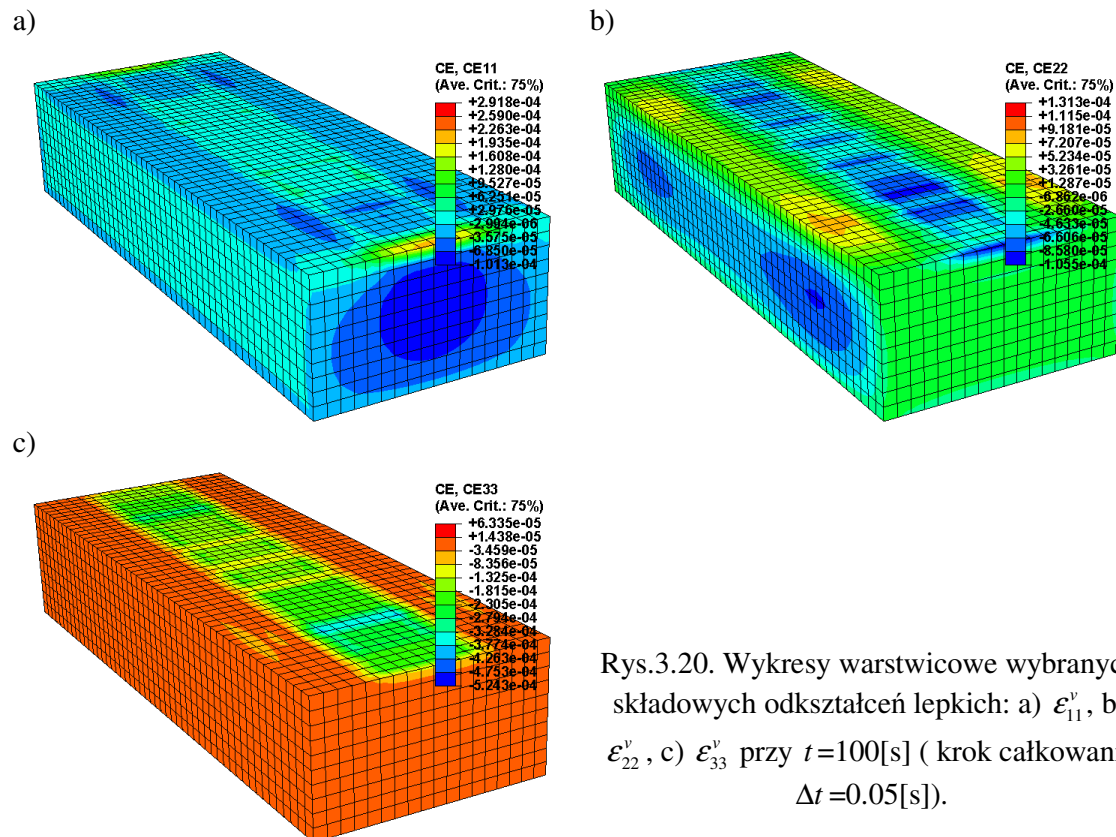
Na kolejnych rysunkach przedstawiono wybrane wyniki uzyskane dla większej liczby przejazdów obciążenia. Na rys. 3.18 zamieszczono wykres składowej przemieszczenia u_3 w węźle 1887 w funkcji czasu. Widać, że odpowiedź układu dla przyjętych danych materiałowych stabilizuje się po około 20[s] czyli 40 przejazdach. Maksymalne (co do wartości bezwzględnej) przemieszczenie u_3 w węźle 1887 po 100 [s] wzrosło w stosunku do przemieszczenia po 6[s] o około 3%, zaś w stosunku do przemieszczenia po 20 [s] nie wzrosło wcale (biorąc pod uwagę dokładność obliczeń).



Rys.3.18. Wykres składowej przemieszczenia u_3 w węzle 1887 w funkcji czasu ($t \in [0,100][s]$, tj. 99 cykli, krok całkowania $\Delta t = 0.05[s]$).



Rys.3.19. Wykres warstwiczny składowej przemieszczenia u_3 przy $t = 100[s]$, tj. 99 cykli (krok całkowania $\Delta t = 0.05[s]$).



Rys.3.20. Wykresy warstwiczne wybranych składowych odkształceń lepkich: a) ε_{11}^v , b) ε_{22}^v , c) ε_{33}^v przy $t=100[s]$ (krok całkowania $\Delta t=0.05[s]$).

Podobne wnioski można sformułować w przypadku składowych innych pól mechanicznych, tj. stanu naprężenia, części sprężystej i lepkiej stanu odkształcenia itd. Na rys. 3.20 zamieszczono wybrane wykresy odkształceń lepkich ε_{11}^v , ε_{22}^v , ε_{33}^v przy $t=100[s]$ uzyskane dla kroku całkowania wynoszącego $\Delta t=0.05[s]$.

Na podstawie powyższej analizy można stwierdzić:

- wyznaczenie parametrów modelu lepko-sprężystości na podstawie niekompletnych wyników badań doświadczalnych jest trudne, wobec tego racjonalne wydaje się uzupełnienie wyników badań doświadczalnych,
- konieczne wydaje się rozwijanie modeli konstytutywnych lepko-sprężystości, a ich przydatność powinna być zweryfikowana, przez porównanie wyników numerycznych z wynikami testu koleinowania,
- przy braku zadowalającej zgodności dalsze kroki mogą być następujące:
 - uzupełnienie modelu konstytutywnego o plastyczność, por. [Chen i Tsai 1999],
 - modyfikacja algorytmu całkowania, tak aby krok całkowania zależał od aktualnej prędkości koła, która w rozważanym przypadku jest zmienna,
 - dokładniejsze odwzorowanie funkcji opisującej ciśnienie pod kołem,
 - sformułowanie zadania kontaktowego.

4. Weryfikacja dotychczasowych i zapoznanie się z nowymi systemami oceny lepiszczy asfaltowych pod kątem ich odporności na deformacje trwałe

Deformacja warstw nawierzchni drogowych głównie zależy od trzech czynników: udziału objętościowego kruszywa i lepiszcza oraz uziarnienia kruszywa. Teza postawiona w tym raporcie jako główny czynnik odpowiedzialny za powstawanie kolein wskazuje lepiszcze asfaltowe (a właściwie jego właściwości mechaniczne) [Chen i Tsai 1998].

W większości krajów lepiszcza asfaltowe są charakteryzowane przy użyciu standardowych metod, które pozwalają wyznaczyć np. penetrację, temperaturę mięknięcia, temperaturę Fraassa w określonych ustalonych warunkach. Warunki te (np. temperatura) zazwyczaj nie odpowiadają warunkom pracy lepiszcza w nawierzchni asfaltowej. W wyniku tego szacowanie powstawania deformacji trwałych na podstawie tych konwencjonalnych testów w większości przypadków jest niezadowolające.

Metody badawcze rozwijane w ramach programu SHRP przy zastosowaniu takich urządzeń jak: reometr zginanej belki (Bendig Beam Rheometer - BBR), reometr dynamicznego ścinania (Dynamic Shear Rheometer – DSR) czy lepkościomierz obrotowy (Rotational Viscometer – RV) pozwoliły na uwzględnienie parametrów funkcjonalnych lepiszcza bazujących na charakterystykach fizycznych. Testy te mogą być przeprowadzane nie tylko na oryginalnym lepiszczu, ale także na lepiszczach poddanych procesowi starzenia symulowanemu w RTFOT (Rolling Thin Film Oven Test) i PAV (Pressure Aging Vessel).

W ogólności można stwierdzić, że w celu uniknięcia koleinowania lepiszcze asfaltowe powinno być jak najbardziej sztywne i sprężyste. Znaczna sztywność lepiszcza gwarantuje nieznaczne deformacje, zaś znaczna wartość części sprężystej zespolonego modułu sztywności skutkuje możliwością powrotu zdeformowanej pod obciążeniem nawierzchni do oryginalnej konfiguracji po zdjęciu obciążenia. Tego typu własności mechaniczne lepiszcza asfaltowego można badać w reometrze DSR.

4.1. Lepkość zerowego ścinania

Lepkość zerowego ścinania (Zero Shear Viscosity – ZSV) jest stałą materiałową w danej ustalonej temperaturze [Sybilski 1996]. ZSV może być wyznaczona na podstawie różnych testów (por. np. [Metzger 2002]) reologicznych przeprowadzonych np. w reometrze typu DSR:

- i) w teście obrotowego ścinania (z wymuszeniem naprężeniowym albo odkształceniowym), jako graniczną wartość funkcji $\eta(\dot{\gamma})$, przy $\dot{\gamma} \rightarrow 0$,
- ii) w teście oscylacyjnym przeprowadzonym w szerokim zakresie częstotliwości (częstości kołowej), jako wartość graniczna zespolonej funkcji lepkości $|\eta^*(\omega)|$, przy $\omega \rightarrow 0$,
- iii) w teście pełzania, jako parametr charakteryzujący tzw. fazę ustalonego pełzania.

W przypadku dwóch pierwszych wariantów, tj. i) i ii) jest oczywiste, że w celu wyznaczenia ZSV konieczne jest zapostulowanie modeli konstytutywnych, gdyż ZSV jest wielkością graniczną przy $\dot{\gamma} \rightarrow 0$ czy $\omega \rightarrow 0$, co oznacza, że nie jest możliwa do wyznaczenia bezpośrednio w eksperymencie. Modele konstytutywnych opisujących $\eta(\omega)$ czy $\eta(\dot{\gamma})$ jest znanych w literaturze bardzo dużo, por. [Barnes i in. 1989] oraz [Sybilski 1996]. W niniejszym raporcie skupimy się na dwóch modelach: Carreau-Yasudy i Crossa.

Model konstytutywny Carreau-Yasudy można zapisać następującym równaniem:

$$\frac{\eta - \eta_{\infty}}{\eta_o - \eta_{\infty}} = \left[1 + (\lambda \dot{\gamma})^a \right]^{\frac{n-1}{a}}, \quad (4.1)$$

gdzie η_o ma interpretację lepkości zerowego ścinania, η_{∞} lepkości przy $t \rightarrow \infty$, λ jest stałą o wymiarze czasu (odwrotność λ ma interpretację krytycznej prędkości ścinania w punkcie, w którym lepkość zaczyna maleć, zaś a i n dodatkowymi parametrami określającymi charakter relacji.

W przypadku modelu konstytutywnego Crossa, por. [Sybilski 1996]

$$\frac{\eta - \eta_{\infty}}{\eta_o - \eta_{\infty}} = \frac{1}{1 + \lambda \dot{\gamma}^m} \quad (4.2)$$

w relacji (4.2) występują cztery stałe materiałowe: η_o , η_{∞} , λ (czasem ozn. $\lambda = K = \frac{1}{\omega_b}$) i m .

Przykład

Przykład ten dotyczy wyznaczenia ZSV na podstawie wyników doświadczalnych badania, w którym wyznacza się składowe rzeczywistą i urojoną lepkości w funkcji częstości kołowej ω (albo częstotliwości). W przykładzie zastosowane zostaną wyniki uzyskane w temperaturze $T=20[^\circ\text{C}]$ dla lepiszcza 35/50. Po przekształceniu relacji (4.2) i podstawieniu $\dot{\gamma} \rightarrow \omega$ uzyskamy:

$$\eta(\omega) = \frac{\eta_o + \eta_{\infty} (\lambda \omega)^m}{1 + (\lambda \omega)^m}. \quad (4.3)$$

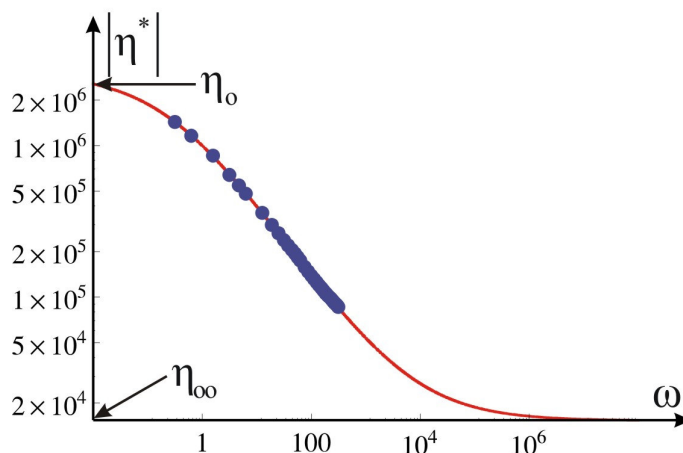
Na podstawie równania (4.3) widać, że część parametrów materiałowych wchodzi do równania nieliniowo, a to oznacza konieczność stosowania metod optymalizacji nieliniowej przy wyznaczaniu parametrów.

Laboratorium IBDiM wyposażone jest w reometr DSR firmy HAAKE (typu MARS II). Do tego sprzętu dołączone jest oprogramowanie RheoWin, w którym zaimplementowano procedurę optymalizacji nieliniowej w zastosowaniu do kilku modeli reologicznych. W związku z tym zostanie ona wykorzystana, bez szczegółowych wyjaśnień w niniejszym raporcie.

W przypadku modelu Crossa w programie RheoWin wyznaczono następujące parametry materiałowe dla lepiszcza asfaltowego 35/50 w temperaturze $T=20[^\circ\text{C}]$: $\eta_o=3.010 \cdot 10^6 [\text{Pa}]$, $\eta_{\infty}=1.534 \cdot 10^4 [\text{Pa}]$, $\lambda = K = 1/0.2548 [\text{s}]$, $m=0.5248$. Na rys. 4.1 zamieszczono porównanie wyników badań doświadczalnych i przewidywań modelu Crossa dla lepiszcza 35/50 w temperaturze $T=20[^\circ\text{C}]$. Warto podkreślić, że przewidywania modelu

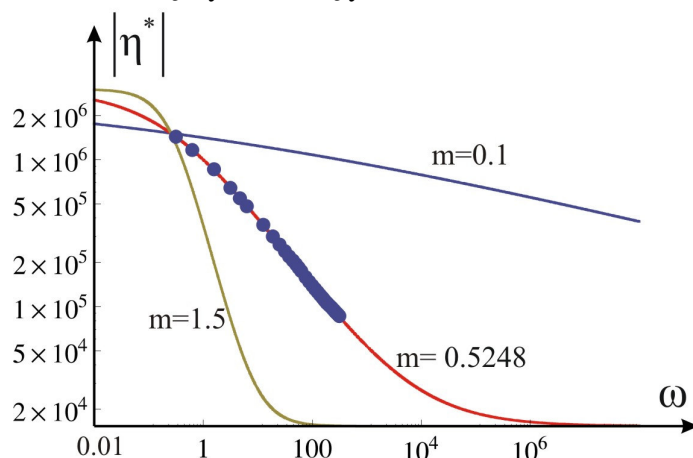
Crossa w postaci wykresu normy lepkości zespolonej ($|\eta^*| = \sqrt{\eta_r^2 + \eta_u^2}$) w funkcji częstości kołowej doskonale zgadzają się z wynikami badań doświadczalnych w przedziale $\omega \in [0.314, 314] [\text{rad/s}]$. W przedziałach $\omega \in [0, 0.314]$ i $\omega \in [314, \infty] [\text{rad/s}]$ na rys.4.1

zamieszczono przewidywania modelu Crossa. O ile w pierwszym przedziale wobec monotoniczności i znanego charakteru funkcji $|\eta^*|(\omega)$ przewidywania modelu wydają się nie być obciążone dużym błędem, o tyle w drugim przedziale prawdopodobnie błąd jest znaczny. Wydaje się, że jedynym sposobem na rozszerzenie zakresu częstości kołowej jest zastosowanie analogii temperaturowo-czasowej WLF po uprzednim wykonaniu tych samych badań doświadczalnych w innych wybranych temperaturach. Warunkiem koniecznym zastosowania WLF jest wcześniejsze sprawdzenie, czy wspomniana analogia zachodzi dla wszystkich typów analizowanych lepiszczy asfaltowych.



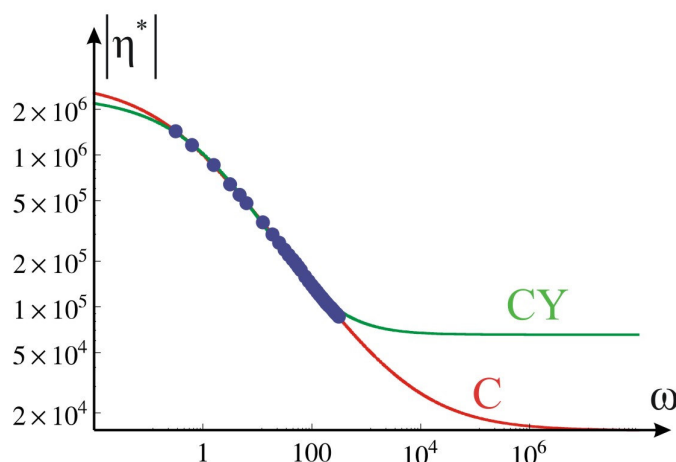
Rys. 4.1. Porównanie wyników badań doświadczalnych i przewidywań modelu Crossa dla lepiszcza 35/50 w temperaturze $T = 20 [^{\circ}\text{C}]$. Interpretacja parametrów η_0 i η_{∞} .

Na kolejnym rys. 4.2 zamieszczono porównanie przewidywań modelu przy ustalonych wszystkich z wyjątkiem m parametrów. Parametr m przyjmuje wartość 0.1, 0.5248 (wyznaczoną w procesie optymalizacji nieliniowej) oraz 1.5. Z rys. 4.2 można wywnioskować, że parametr ten odpowiada za nachylenie krzywej w układzie współrzędnych o logarytmicznej skali na osi rzędnych i odciętych.



Rys. 4.2. Porównanie przewidywań modelu przy m równego 0.1, 0.5248 oraz 1.5 (przy ustalonych pozostałych parametrach modelu).

Podobnie jak w przypadku modelu Crossa, korzystając z automatycznej procedury optymalizacji programu RheoWin wyznaczono parametry do modelu Carreau-Yasudy otrzymując następujące parametry: $\eta_o = 2.461 \cdot 10^6$ [Pa], $\eta_\infty = 6.555 \cdot 10^4$ [Pa], $\lambda = K = 0.4778$ [s], $n = 0.1503$ i $a = 0.4872$. Warto zauważyć, że różnica między η_o wyznaczonym dla modelu Crossa i Carreau-Yasudy wynosi zaledwie około 18%, zaś parametr η_∞ wyznaczone dla modelu Carreau-Yasudy jest ponad czterokrotnie większe od tego wyznaczonego dla modelu Crossa, por. rys.4.3.



Rys. 4.3. Porównanie przewidywań modelu Crossa (C) i modelu Carreau-Yasudy (CY).

4.2. Parametr $|G^*|/\sin(\delta)$ jako wskaźnik odporności na deformacje trwałe

Zgodnie z rekomendacją SHRP norma zespolonego modułu ścinania $|G^*|$ oraz kąt przesunięcia fazowego δ są połączone w jeden parametr tradycyjnie oznaczany $|G^*|/\sin(\delta)$. Parametr ten ma interpretację związaną z częścią urojoną zespolonego modułu podatności, gdyż: $J_U = \sin(\delta)/|G^*|$. W badaniach przeprowadzonych w ramach SHRP (por. [Petersen 1994]) wykazano doskonałą korelację między parametrem $|G^*|/\sin(\delta)$ a prędkością przyrostu głębokości koleiny w koleinomierzu. W przypadku każdego lepiszcza najpierw ustalono temperaturę badania, jako równą tej przy której $|G^*|/\sin(\delta) = 1$ [kPa] (w przypadku oryginalnego lepiszcza, lub 2.2[kPa] dla lepiszcza po starzeniu) przy wymuszeniu sinusoidalnym o częstotliwości $f = 1.6$ [Hz]. Wartości amplitudy odkształcenia, przy której należy wykonać wspomniane badanie są ograniczone:

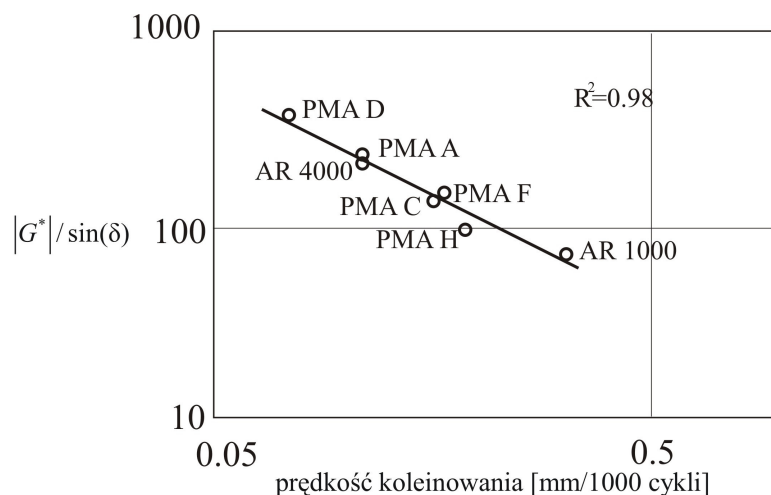
-przy wymuszeniu odkształceniowym warunkiem,

$$\gamma = 12.0 \left(|G^*| \right)^{0.29}, \quad (4.4)$$

-zaś przy wymuszeniu naprężeniowym

$$\tau = 12.0 \left(|G^*| \right)^{0.71}, \quad (4.5)$$

przy zachowaniu 20% tolerancji, por. [AASHTO T 315-06]. Wzory (4.4) i (4.5) to wzory empiryczne dlatego istotne jest, aby wstawić $|G^*|$ w kPa i wtedy otrzymamy γ w %, zaś τ w kPa. Testy koleinowania przeprowadzono w tej samej ustalonej temperaturze.



Rys. 4.4. Korelacja między parametrem $G^* / \sin(\delta)$ a prędkością przyrostu koleiny w przypadku wybranych lepiszczy asfaltowych, por. raport SHRP [Petersen 1994].

Należy zaznaczyć, że w większości wyniki zaprezentowane na rys. 4.4 dotyczą lepiszczy nie poddanych modyfikacjom. W przypadku lepiszczy modyfikowanych i przy większej liczbie wyników współczynnik korelacji przyjmuje dużo niższe wartości.

4.3. Odkształcenia trwałe powstałe w wyniku cyklicznego obciążenia

Wysokotemperaturowy parametr $(|G^*|/\sin(\delta))$ systemu oceny funkcjonalnej lepiszczy „Superpave” w przypadku lepiszczy modyfikowanych nie pozwala na poprawną ocenę odporności na koleinowanie, co wykazało wielu badaczy [np. Polacco i in. 2008]. Wobec tego potrzebny jest nowy parametr, który prawidłowo pozwoli na przewidywanie odporności na koleinowanie w przypadku lepiszczy poddanych modyfikacji.

W USA wprowadzono wobec tego system zwany „Superpave Plus”, który w stosunku do poprzedniego został rozszerzony o wymagania dotyczące kąta przesunięcia fazowego i badania bezpośredniego rozciągania DTT (Direct Tension Test). System ten jednak poddany został krytyce w literaturze i na bazie tej krytyki w Federalnej Agencji Autostrad USA (FHWA) zaczęto lansować prosty do wykonania tzw. Powtarzalny Test Naprężeniowego Pełzania i Relaksacji (ang. Multiple Stress Creep Recovery Test – MSCR). Parametr wyliczony na podstawie tego testu zawiera informacje o fundamentalnych właściwościach reologicznych lepiszcza.

Dość obszerne studium nad zagadnieniem związanym z zastąpieniem systemu oceny funkcjonalnej lepiszczy „Superpave” zawiera praca [D’Angelo i in. 2007]. W pracy tej przeprowadzono badania lepiszczy konieczne do oceny danego lepiszcza przy zastosowaniu kryteriów: $|G^*|/\sin(\delta)$ (czyli „Superpave”), lepkości zerowego ścinania (ZSV), oraz MSCR.

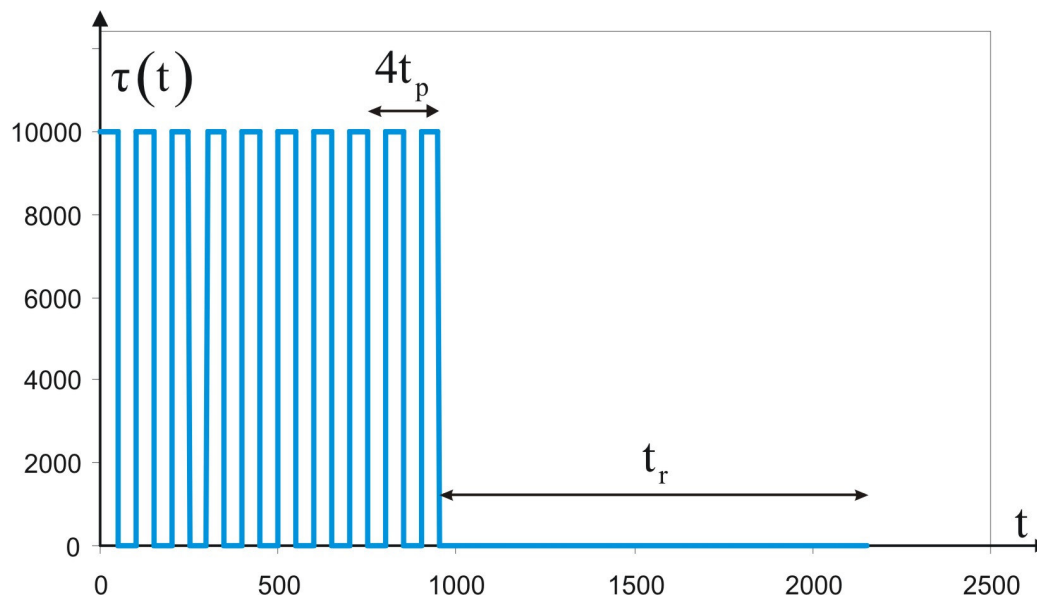
Na tej podstawie uszeregowano lepszczka, a uzyskaną kolejność zweryfikowano na podstawie badań przeprowadzonych na mieszankach na gorąco w koleinomierzach dwóch typów (Asphalt Pavement Analyzer – APA i Hamburg Wheel Tracking – HWT). Wyniki tych porównań wskazują na przewagę (w sensie poprawności przewidywań) parametru wyznaczonego na podstawie testu MSCR w stosunku do pozostałych kryteriów. Jednakże wobec faktu, że badania przeprowadzono na mieszankach, których nawet nie scharakteryzowano w całej pracy (rodzaj kruszywa, kształt ziaren, uziarnienie itd.), wydaje się, że wnioski o zdecydowanej przewadze proponowanego kryterium MSCR są zbyt daleko idące. Badania należałoby powtórzyć dla różnych typów kruszywa, krzywych uziarnienia, zawartości wolnych przestrzeni, itd.. Także ten powód skłonił nas do zajęcia się tym tematem w kompleksowy sposób.

W IBDiM podjęto próbę wskazania innego parametru reologiczno/funkcjonalnego dla lepszczka, który mógłby pozwolić na przewidywanie odporności mieszanki na koleinowanie. Proponowany test Pełzania przy Obciążeniu Powtarzalnym (POP) ma charakteryzować własności reologiczne i plastyczne materiału. Test ten jest przeprowadzany przy wymuszeniu naprężeniowym opisanym następującymi wzorami, por. także rys.4.5:

$$\tau_k(t) = \begin{cases} \tau_o, & t \in [(k-1)t_p, kt_p] \\ 0, & t \in [kt_p, (k+1)t_p] \end{cases}, \quad k \rightarrow 1, 2, \dots, 9, \quad (4.6)$$

dla $k = 10$

$$\tau_{10}(t) = \begin{cases} \tau_o, & t \in [9t_p, 10t_p] \\ 0, & t \in [10t_p, 10t_p + t_r] \end{cases}. \quad (4.7)$$

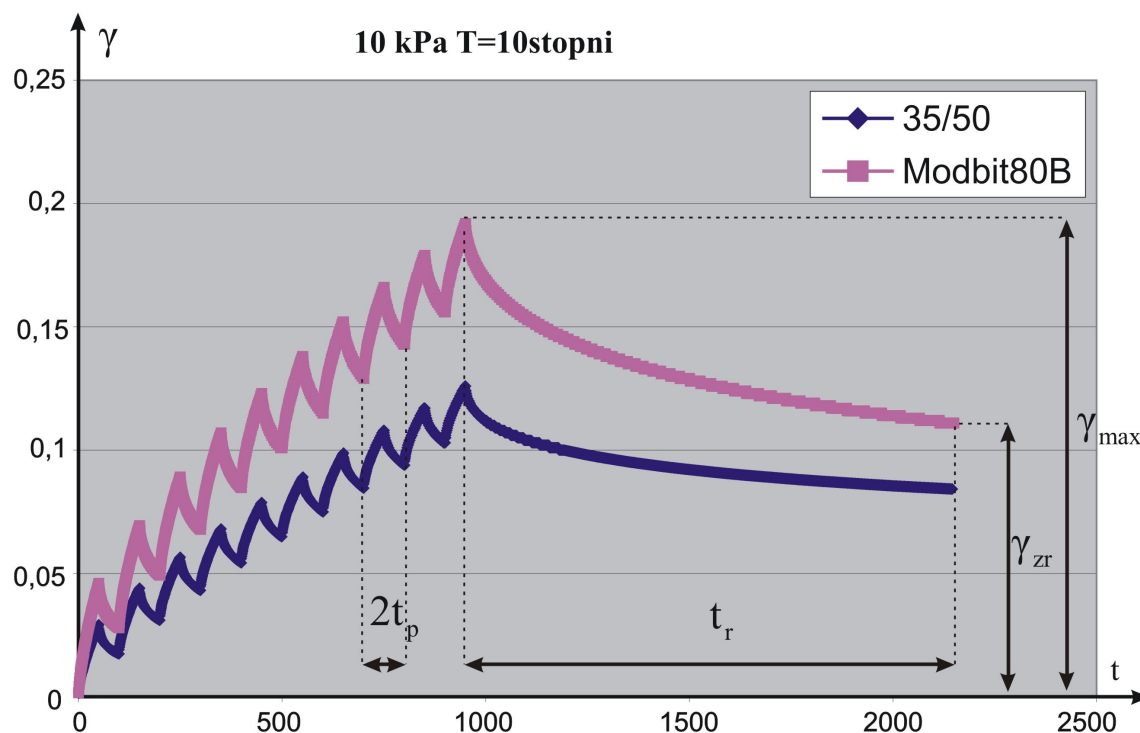


Rys.4.5. Wymuszenie naprężeniowe przy $\tau_o=10$ [kPa] w proponowanym teście pełzania przy obciążeniu powtarzalnym (POP).

We wzorach (4.6) i (4.7) przyjęto następujące wartości charakterystycznych czasów: $t_p=50$ [s] (czas pełzania) i $t_r=1200$ [s] (czas relaksacji). Warto zauważyć, że pierwotnie w omawianym teście zamiast ograniczenia na t_r przyjęto warunek na prędkość odkształceń.

Założono, że jeżeli prędkość odkształcenia jest zbliżona do zera (z pewną założoną dokładnością), to należy przerwać badanie. Oznaczałoby to, że materiał w pełni uległ procesowi relaksacji, a więc pozostałe odkształcenia można by interpretować jako odkształcenia trwałe (o interpretacji odkształceń plastycznych, por. pkt.2.4, wzór (2.24)). Ponieważ jednak wartości czasów do pełnej relaksacji były znaczne (przekraczające 24h i trudne do oszacowania dla różnych gatunków lepiszczy asfaltowych) to zdecydowaliśmy się na przyjęcie *a priori* pewnego czasu $t_r=1200[s]$, a pozostałego odkształcenia nie nazywać odkształceniem plastycznym (trwałym) tylko odkształceniem po relaksacji, por. rys.4.6. Proponujemy, aby test przeprowadzać dla wartości naprężenia wynoszących $\tau_o=0.1, 0.5, 1.0, 2.0, 3.0[kPa]$ itd., tak aby wejść w zakres nieliniowych właściwości lepiszcza.

Jako, że proponowane kryterium zostanie zweryfikowane przez badania koleinowania mieszanek mineralno-asfaltowych, to na tym etapie trudno stwierdzić, jakie wartości naprężenia ostatecznie zostaną wybrane. Podobna sytuacja jest z temperaturą w jakiej należy przeprowadzić badanie. Dlatego wstępnie założono, że badanie zostanie przeprowadzone w trzech wybranych temperaturach $T=10, 30, 60 [^{\circ}C]$.



Rys.4.6. Odkształcenie w funkcji czasu jako odpowiedź na zadany program naprężeniowy zamieszczony na rys.4.5. Interpretacja charakterystycznych wielkości.

Jako, że przeprowadzone badanie najlepiej scharakteryzować jedną liczbą (parametrem) to proponujemy wprowadzenie pewnego współczynnika deformacji (trwałej) w_d zdefiniowanego jako:

$$w_d = 1 - \frac{\gamma_{zr}}{\gamma_{max}}, \quad (4.8)$$

gdzie γ_{r} oznacza odkształcenie pozostałe po relaksacji przez 1200[s], zaś γ_{max} maksymalne odkształcenie po 10 cyklach naprężenia, por. rys. 4.6. Warto zauważyć, że:

$$\begin{aligned} w_d &= 1 && \text{kiedy materiał ma \textbf{własności sprężyste} } (\gamma_{\text{r}} = 0), \\ w_d &= 0 && \text{kiedy materiał ma \textbf{własności idealnie plastyczne} } (\gamma_{\text{r}} = \gamma_{\text{max}}). \end{aligned}$$

Wobec tego, z punktu widzenia deformacji trwałych, które są nieodwracalne żeby powstała koleina, w naszym przypadku uznajemy za **lepsze to lepiszcze, dla którego wartość współczynnika w_d jest większa**. W ogólności wprowadzony dla lepiszczy współczynnik jest funkcją poziomu naprężenia i temperatury (tj. $w_d = w_d(\tau_o, T)$). W przyszłości po przeprowadzeniu testów koleinowania będziemy się starali podać racjonalny sposób wyznaczania reprezentatywnych wartości τ_o , T dla danego lepiszcza.

Należy także podkreślić, że tego typu badanie odporności na deformacje trwałe ma sens jedynie dla temperatur znacznie niższych od temperatury mięknięcia asfaltu, gdyż po jej przekroczeniu wynik zawsze będzie wynosił $w_d = 0$.

5. Materiały do badań - lepiszcza

Lepiszczka dobrano w taki sposób, aby porównać właściwości reologiczne asfaltów powszechnie stosowanych do produkcji mieszanek mineralno-asfaltowych wbudowywanych w drogi. Wobec tego wybrano następujące lepiszcza asfaltowe:

- asfalt **35/50** z produkcji Orlen Asfalt z Płocka,
- asfalt **50/70** z produkcji Lotos Asfalt z Gdańska,
- asfalt modyfikowany **Modbit 30B** z produkcji Lotos Asfalt z Gdańska,
- asfalt modyfikowany **Modbit 80B** z produkcji Lotos Asfalt z Gdańska.

6. Badania podstawowe

Dla wybranych lepiszczy asfaltowych przeprowadzono następujące badania podstawowe:

- penetracja w 25[°C] wg PN-EN 1426,
- temperatura mięknięcia PiK wg PN-EN 1427,
- temperatura łamliwości wg Fraassa wg PN-EN 12593.

Uzyskane wyniki zestawiono w tab.6.1. Na podstawie dwóch z nich, tj. penetracji przy 25[°C] i temperatury mięknięcia, można próbować wskazać najlepsze lepiszcze, ze względu na przewidywaną odporność na koleinowanie. Wydaje się, że jest to asfalt 30B, gdyż najwyższą temperaturę mięknięcia i najniższą wartość penetracji.

Tab.6.1. Podstawowe właściwości asfaltów – wyniki badań

WŁAŚCIWOŚCI	RODZAJ ASFALTU			
	35/50P	50/70	30B	80B
1	2	3	4	5
Penetracja w 25°C, 0,1 [mm]	39	59	36	62
Temp. mięknięcia PiK, [°C]	54,4	49	71,8	56,4
Temp. łamliwości, [°C]	-16	-18	-16	-18

7. Badania właściwości reologicznych lepiszczy asfaltowych w reometrze DSR

7.1. Moduł zespolony i kąt przesunięcia fazowego

Składowe zespolonego modułu ścinania G^* wyznaczono w szerokim zakresie temperatur (od $5[^\circ\text{C}]$ do $70[^\circ\text{C}]$) i częstotliwości (od $0.1[\text{Hz}]$ do $20[\text{Hz}]$). Jako, że dane te nie będą na tym etapie (Etap I) pracy wykorzystywane, to zostaną zaprezentowane w kolejnym raporcie. Poniżej przedstawione zostaną jedynie wybrane wyniki dotyczące składowych modułu ścinania uzyskane przy $T=10[^\circ\text{C}]$ i częstotliwości równej $f=10[\text{Hz}]$. Tego typu dane są wykorzystywane w procesie projektowania nawierzchni podatnych przy wykorzystaniu tzw. mechanistycznej metody projektowania.

Tab. 7.1. Wartości części rzeczywistej, urojonej, normy modułu zespolonego oraz kąta przesunięcia fazowego w temperaturze $T=10[^\circ\text{C}]$ przy częstotliwości $f=10[\text{Hz}]$.

$T=10[^\circ\text{C}]$, $f=10[\text{Hz}]$.	35/50P	50/70	30B	80B
$ G^* [\text{MPa}]$	35.11	22.55	36.60	26.92
$\text{Re}(G^*) [\text{MPa}]$	28.75	17.27	30.76	21.08
$\text{Im}(G^*) [\text{MPa}]$	20.16	15.26	19.86	16.75
$\delta [\text{stopnie}]$	35.05	41.53	32.86	38.48

Uwaga: Wartości w tabeli wyliczono jako średnie z 16 pomiarów (oznacza to, że w tabeli nie zachodzą zależności: $\text{Re}(G^*) = |G^*| \cos(\delta)$, $\text{Im}(G^*) = |G^*| \sin(\delta)$)

Na podstawie informacji zamieszczonych w tab. 7.1 można stwierdzić, że największą wartość części sprężystej modułu ma asfalt 30B, zaś najniższą 50/70. Fakt ten wraz z informacją, że największy kąt przesunięcia fazowego ma lepiszcze 50/70, zaś najniższy asfalt 30B pozwala wskazać lidera (lepiszcze 30B) oraz asfalt o najgorszej charakterystyce sprężysto lepkiej (lepiszcze 50/70). Na podstawie wyników zgromadzonych w tab.7.1 można ustalić następującą kolejność rozważanych lepiszczy asfaltowych: 30B, 35/50P, 80B i 50/70.

Procedura badawcza wyznaczania zespolonego modułu sztywności oraz lepkości zespolonej

- Przygotować próbki zachowując odpowiednie reżimy czasowe i temperaturowe przy rozgrzewaniu lepiszcza i wykonywaniu próbek w kształcie walca o średnicy $8[\text{mm}]$ ($25[\text{mm}]$) i wysokości odpowiednio $2[\text{mm}]$ (i $1[\text{mm}]$). Próbkę przygotowuje się w specjalnych formach silikonowych, tak aby były reprezentatywne i nie zawierały pęcherzyków powietrza.
- Próbkę umieścić w reometrze dbając o odpowiednie przyleganie materiału do powierzchni rotora i podstawy reometru. Odpowiednie połączenie między próbką a powierzchnią metalowych elementów zapewnia wcześniejsze rozgrzanie rotora i

- podstawy do temperatury około $T=50[^{\circ}\text{C}]$ (lub innej w zależności od typu lepiszcza).
- iii) Ustawić zadaną (np. $T=70[^{\circ}\text{C}]$) temperaturę łaźni oraz elementów Peltiera reometru i odczekać około 10 [min] w celu ustalenia się równowagi termicznej w badanej próbce (oraz między rotorem i podstawą reometru).
 - iv) Sprawdzić czy równowaga termiczna została osiągnięta wykonując pomiar modułu ścinania przy sinusoidalnym wymuszeniu odkształceniowym np. o amplitudzie $\gamma=0.005$, częstotliwości $f=10[\text{Hz}]$ co 60[s] przez 600[s]. Jeżeli wartości uzyskanych wyników (np. normy modułu ścinania) są w granicy błędu takie same oznacza to, że równowaga została osiągnięta.
 - v) Wykonać pomiar właściwy tzn. test oscylacyjny z zadanym wymuszeniem odkształceniowym ze skokowo zmieniającą się częstotliwością, por. [Schramm 1998]. Należy wykonać np. trzy pełne cykle oscylacyjne (dla jednej wartości częstotliwości) odrzucić pierwszy a z dwóch pozostałych policzyć średnią.
 - vi) Wyniki (np. normę modułu, części sprężystą i lepką modułu, kąt przesunięcia fazowego, normę lepkości zespolonej, części rzeczywistą i urojoną lepkości zespolonej, temperaturę, częstotliwość itd.) zapisać w pliku wynikowym.
 - vii) Zmienić temperaturę (np. $T=60[^{\circ}\text{C}]$) i kontynuować wszystkie kroki od punktu iii) itd.

Uwaga: Należy wykonać (najlepiej w całym zakresie temperatur) badanie przy użyciu rotora o średnicy 8[mm] i 25[mm]. W przypadku wysokich temperatur często zadane odkształcenia są realizowane przy minimalnych wartościach momentu skręcającego reometru co powoduje znaczny błąd pomiarowy. Zwiększenie średnicy próbki do 25[mm] powoduje, że wartości tych momentów są znacznie wyższe a przez to błąd pomiarowy dużo mniejszy. Na ostateczny komplet wyników składają się wyniki w niskich temperaturach uzyskane dla rotora o średnicy 8[mm] (często nie da się uzyskać tych wyników przy zastosowaniu rotora o średnicy 25[mm] gdyż napotykamy ograniczenie na najwyższy możliwy do zrealizowania w danym typie reometru moment skręcający, który w przypadku naszego reometru wynosi 0.2[Nm]), a w wyższych temperaturach uzyskane dla rotora o średnicy 25[mm]. W środkowym przedziale temperatur oczywiście wyniki muszą się pokryć, a jeżeli się nie pokrywają (w granicy akceptowalnego błędu pomiarowego) to należy szukać przyczyn, a badanie uznać za nieudane.

7.2. Lepkość zerowego ścinania

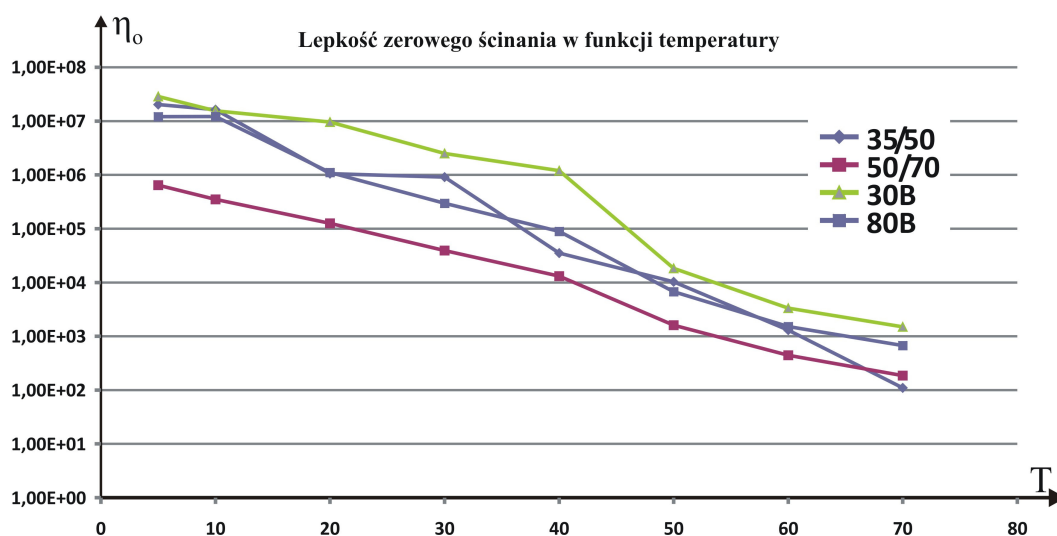
Lepkość zerowego ścinania można wyznaczyć np. stosując zamieszczoną poniżej procedurę badawczą.

Procedura wyznaczania lepkości zerowego ścinania w teście cyklicznego ścinania

- i) Procedura badawcza wyznaczania lepkości zerowego ścinania bazuje na wynikach: „Procedury badawczej wyznaczania zespolonego modułu sztywności oraz lepkości zespolonej”. Po wykonaniu badania z pliku wyników odzyskujemy dane dotyczące normy lepkości zespolonej w funkcji częstotliwości (częstości kołowej) i temperatury (tj. $|\eta^*|(\omega, T)$).
- ii) Po podjęciu decyzji odnośnie tego który model konstytutywny stosować będziemy do wyznaczenia lepkości zerowego ścinania, por. np. pkt.4.1 gdzie

zaprezentowano modele Crossa i Carreau-Yasudy, dla ustalonej temperatury wyznaczamy stosując techniki optymalizacji nieliniowej i zazwyczaj metodę najmniejszych kwadratów wolne parametry w modelu konstytutywnym. Jednym z tych parametrów jest oczywiście η_0 , czyli lepkość zerowego ścinania. W naszym przypadku stosujemy algorytm optymalizacji nieliniowej standardowo zaimplementowany w programie RheoWin, tj. programie do obsługi reometru DSR.

Uwaga: Warto zaznaczyć, że tym dokładniejsze jest wyznaczenie lepkości zerowego ścinania przy użyciu tej procedury (w pkt.4.1 zaprezentowano jeszcze dwa alternatywne sposoby wyznaczania lepkości zerowego ścinania) im w eksperymencie zrealizujemy niższe częstotliwości. Dodatkowo należy zauważyć, że do interpretacji wyników doświadczalnych normy zespolonej lepkości można zastosować także analogię temperaturowo-czasową WLF. Wtedy zakres częstotliwości rozszerzy się znacznie zarówno w kierunku niskich jak i wysokich wartości, a uzyskiwane wyniki będą z pewnością obciążone jeszcze mniejszym błędem.



Rys. 7.1. Lepkości zerowego ścinania dla poszczególnych lepiszczy asfaltowych w funkcji temperatury.

Na rys.7.1 zamieszczono zbiorcze wyniki lepkości zerowego ścinania dla poszczególnych lepiszczy w funkcji temperatury. Warto zauważyć, że na osi odciętych mamy skalę logarytmiczną i dlatego poszczególne wykresy są blisko siebie mimo, że wartości lepkości zerowego ścinania różnią się o kilka rzędów wielkości. Zgodnie z przewidywaniami wszystkie funkcje są malejące, tj. lepkość zerowego ścinania maleje wraz ze wzrostem temperatury.

Na rys.7.1 można zaobserwować, że jeżeli uznamy kryterium związane z lepkością zerowego ścinania za pozwalające na przewidywanie odporności na koleinowanie, to w całym zakresie najlepsze jest lepiszcze 30B. Wyniki dla lepiszcza 35/50 i 80B są bardzo zbliżone, z tym że dla wyższych temperatur (zakres 60 – 70 [°C]) zdecydowanie lepsze wydaje się być lepiszcze 80B. Prawie w całym zakresie temperatur najgorsze jest lepiszcze 50/70, i tylko dla temperatury wynoszącej 70 [°C] jest lepsze od lepiszcza 35/50.

Uwaga: Znalezienie jednego punktu na jednym z wykresów zamieszczonych na rys.7.1 wymaga przeprowadzenia badania zgodnie z procedurą pt. „Procedura wyznaczania lepkości zerowego ścinania w teście cyklicznego ścinania”, które trwa około 8[h], nie wliczając w to czasu potrzebnego na wyznaczenie parametru η_0 w procedurze optymalizacji nieliniowej.

7.3. Ocena w ramach górnego kryterium PG systemu Superpave

W celu wyznaczenia górnej temperatury w ramach kryterium PG systemu Superpave zastosowano zamieszczoną poniżej procedurę.

Procedura wyznaczania górnej temperatury w ramach kryterium PG systemu Superpave

- i) Przygotować próbki zachowując odpowiednie reżimy czasowe i temperaturowe przy rozgrzewaniu lepiszcza i wykonywaniu próbek w kształcie walca o średnicy 25[mm] i wysokości 1[mm]. Próbki przygotowuje się w specjalnych formach silikonowych, tak aby były reprezentatywne i nie zawierały pęcherzyków powietrza.
- ii) Próbkę umieścić w reometrze dbając o odpowiednie przyleganie materiału do powierzchni rotora i podstawy reometru. Odpowiednie połączenie między próbką a powierzchnią metalowych elementów zapewnia wcześniejsze rozgrzanie rotora i podstawy do temperatury około $T=50[^{\circ}C]$ (lub innej w zależności od typu lepiszcza).
- iii) Ustawić zadaną (np. $T=46[^{\circ}C]$) temperaturę łaźni oraz elementów Peltiera reometru i odczekać około 10 [min] w celu ustalenia się równowagi termicznej w badanej próbce (oraz między rotorem i podstawą reometru). Badanie zostanie przeprowadzone od $T=46[^{\circ}C]$ z interwałem równym $6[^{\circ}C]$, aż do $82[^{\circ}C]$.
- iv) Sprawdzić czy równowaga termiczna została osiągnięta wykonując pomiar modułu ścinania przy sinusoidalnym wymuszeniu odkształceniowym np. o amplitudzie $\gamma=0.005$, częstotliwości $f=1.6[Hz]$ co 60[s] przez 600[s]. Jeżeli wartości uzyskanych wyników (np. normy modułu ścinania) są w granicy błędu takie same oznacza to, że równowaga została osiągnięta.
- v) Wykonać test właściwy. Przy sinusoidalnym wymuszeniu odkształceniowym zwiększającym się np. od $\gamma=0.005$ do $\gamma=0.5$ wykonać pomiar modułu ścinania (tj. składowych rzeczywistej i urojonej oraz kąta przesunięcia fazowego). Należy wykonać np. trzy pełne cykle oscylacyjne (dla jednej wartości częstotliwości) odrzucić pierwszy a z dwóch pozostałych policzyć średnią.
- vi) Wyniki (np. normę modułu, części sprężystą i lepłą modułu, kąt przesunięcia fazowego, normę lepkości zespolonej, części rzeczywistej i urojonej lepkości zespolonej, temperaturę, częstotliwość itd.) zapisać w pliku wynikowym.
- vii) Zmienić temperaturę (np. $T=52[^{\circ}C]$) i kontynuować wszystkie kroki od punktu iii).
- viii) Na podstawie wyników z punktu iv) policzyć właściwe odkształcenie zgodnie ze wzorem (4.4). Odszukać najbliższe odkształcenie w wynikach punktu v). Sprawdzić, jeszcze raz czy zachodzi zależność (4.4) z dokładnością do 20%. Policzyć wartość $|G^*|/\sin(\delta)$.

- ix) Temperaturę przy której parametr $|G^*|/\sin(\delta)$ jest najbliższy 1[kPa], ale większy niż 1[kPa] uznajemy za wynik, który umieszczamy w tab.7.2.

Uwaga: Zgodnie z kryterium „Superpave” należy jeszcze wykonać analogiczne badania na lepiszczu poddanym starzeniu PAV i RTFOT (parametr $|G^*|/\sin(\delta)$ musi być wtedy większy niż 2.2[kPa]). Wtedy ostatecznym wynikiem jest niższa temperatura przy której spełniono odpowiedni warunek na parametr $|G^*|/\sin(\delta)$.

Tab.7.2. Temperatura górna w ramach kryterium PG systemu Superpave (bez uwzględnienia starzenia PAV i RTFOT).

Lepiszczce	35/50P	50/70	30B	80B
Wartość górnego PG		64		

7.4. Pełzanie pod obciążeniem powtarzalnym

W przypadku zaproponowanego kryterium pełzania przy obciążeniu powtarzalnym badania należy przeprowadzić zgodnie z zamieszczoną poniżej procedurą.

Procedura badawcza pełzania przy obciążeniu powtarzalnym POP

- Badanie przeprowadza się w reometrze dynamicznego ścinania na próbkach lepiszcza asfaltowego w kształcie walca o średnicy 8 [mm] i wysokości 2 [mm]. Próbkę do badania należy odpowiednio przygotować oraz kondycjonować w temperaturze pokojowej.
- Próbkę umieszczoną w reometrze należy ogrzewać/ochładzać do zadanej temperatury stosując element Peltiera oraz dodatkowo łączyć z nagrzewnicą utrzymując stałą temperaturę przez 600[s].
- Następnie w zadanej temperaturze przez 600[s] wykonuje się pomiar modułu zespolonego przy sinusoidalnym wymuszeniu odkształceniowym o amplitudzie $\gamma=0.0005$ zapisując np. 16 wyników w równych odstępach czasu. Zabieg ten pozwala sprawdzić, czy próbka jest w równowadze termicznej. Jeżeli próbka jest w równowadze termicznej, tzn. kolejne wyniki np. długości modułu zespolonego mają zbliżone wartości można przejść do właściwego etapu badania a mianowicie cyklicznej próby pełzania i relaksacji.
- Na tym etapie (tj. badania właściwego) próbkę poddaje się ścinaniu zadając program naprężeniowy o następującej postaci:

$$\tau_k(t) = \begin{cases} \tau_o, & t \in [(k-1)t_p, kt_p] \\ 0, & t \in [kt_p, (k+1)t_p] \end{cases}, k \rightarrow 1, 2, \dots, 9$$

dla $k = 10$

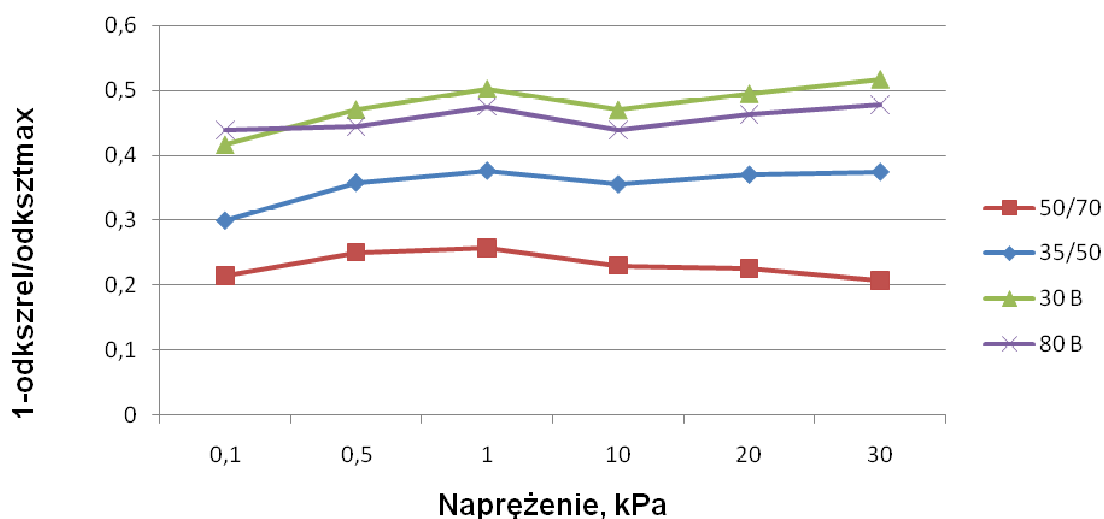
$$\tau_{10}(t) = \begin{cases} \tau_o, & t \in [9t_p, 10t_p] \\ 0, & t \in [10t_p, 10t_p + t_r] \end{cases},$$

gdzie np. $\tau_o=10$ [kPa], $t_p=50$ [s], $t_r=1200$ [s].

- v) Jeżeli chcemy powtórzyć próbę przy innym poziomie naprężeń τ_o na tej samej próbce to należy sprawdzić, czy jest to możliwe przez powtórne badanie z sinusoidalnym wymuszeniem odkształceniowym i rejestracją modułów. Jeżeli wartości te są porównywalne z tymi sprzed badania cyklicznego pełzania i relaksacji to można przystąpić do kolejnego cyklu naprężeniowego np. dla innego poziomu naprężenia τ_o .
- vi) Po wykonaniu badania należy odczytać γ_{zr} i γ_{max} , por. pkt.4.3 i wyliczyć współczynnik w_d .

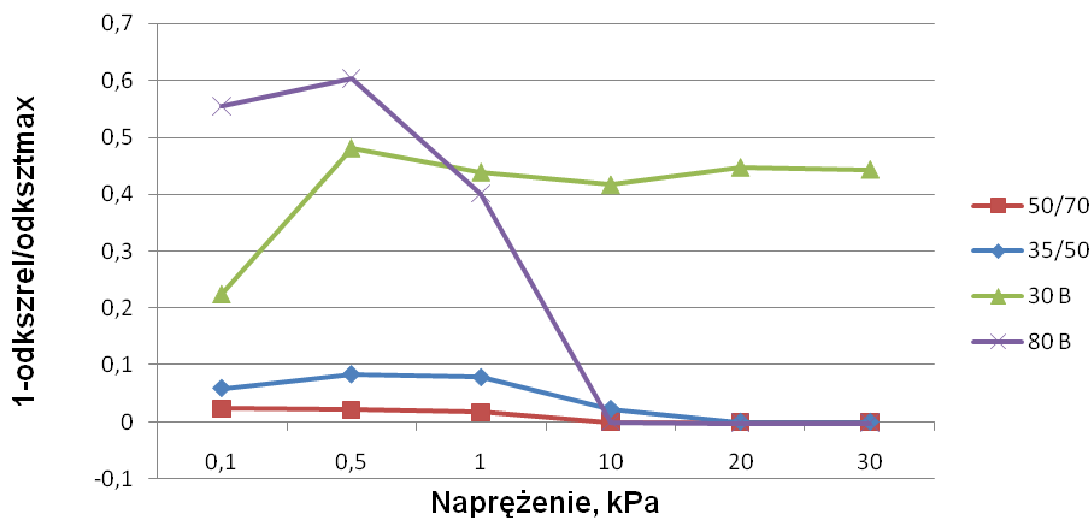
W przypadku analizowanych lepiszczy badanie współczynnika deformacji przeprowadzono dla trzech wybranych temperatur: $T=10, 30$ i $60[^\circ C]$ oraz sześciu poziomów naprężenia: $\tau_o=0.1, 0.5, 1.0, 10.0, 20.0, 30.0$ [kPa]. Uzyskane wyniki zamieszczono na poniższych rysunkach.

Przykładowo na rys.7.2 zamieszczono współczynnik odkształcenia trwałego w funkcji naprężenia ścinania τ_o uzyskany w temperaturze $T=10[^\circ C]$. Niemal w całym zakresie naprężeń współczynnik w_d ma najwyższą wartość dla lepiszcza 30B. Kolejne miejsca w rankingu zajmują następujące lepiszcza: 80B, z wyraźną przewagą nad 35/50 i 50/70. Co ciekawe dla najniższych wartości naprężeń tj. 0.1[kPa] lepiszcze 80B okazuje się nieco lepsze od lepiszcza 30B.



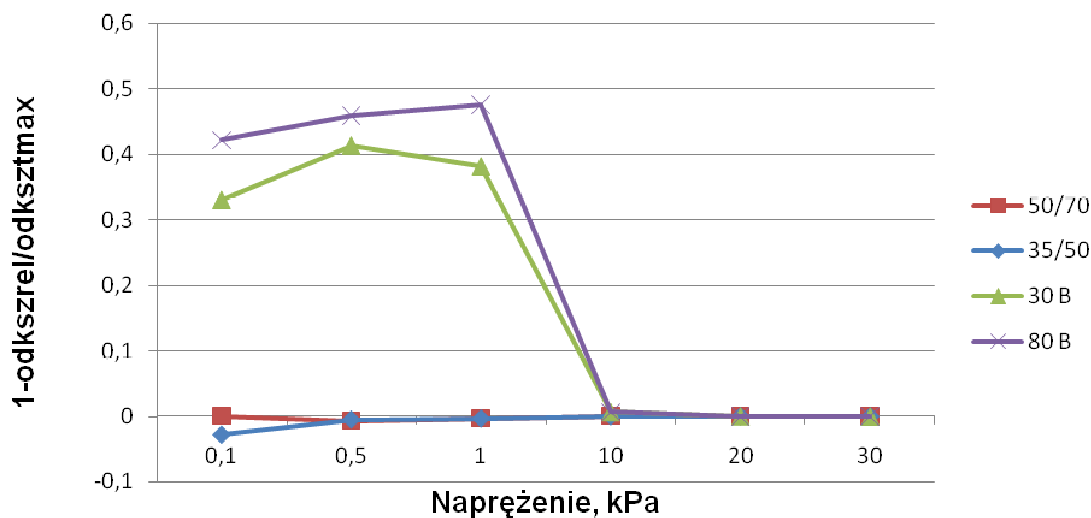
Rys. 7.2. Współczynnik odkształcenia trwałego w funkcji naprężenia ścinania τ_o uzyskany w temperaturze $T=10[^\circ C]$.

W temperaturze $T=30[^\circ C]$ widać wyraźny spadek współczynnika w_d dla lepiszczy niemodyfikowanych w całym zakresie naprężeń. Przykładowo dla $\tau_o=0.1$ [kPa] w temperaturze $T=10[^\circ C]$ wynosił ponad 0.2 dla lepiszcza 50/70 i około 0.3 dla lepiszcza 35/50, podczas gdy w temperaturze $T=30[^\circ C]$ przyjmuje odpowiednio wartości 0.025 i 0.05. Lepiszczka modyfikowane wydają się być dużo bardziej odporne na wpływ temperatury, ale tylko w pewnym zakresie naprężeń, tj. od 0.1 do 1[kPa], por. rys. 7.3 i 7.4.



Rys. 7.3. Współczynnik odkształcenia trwałego w funkcji naprężenia ścinania τ_o uzyskany w temperaturze $T = 30 [^{\circ}C]$.

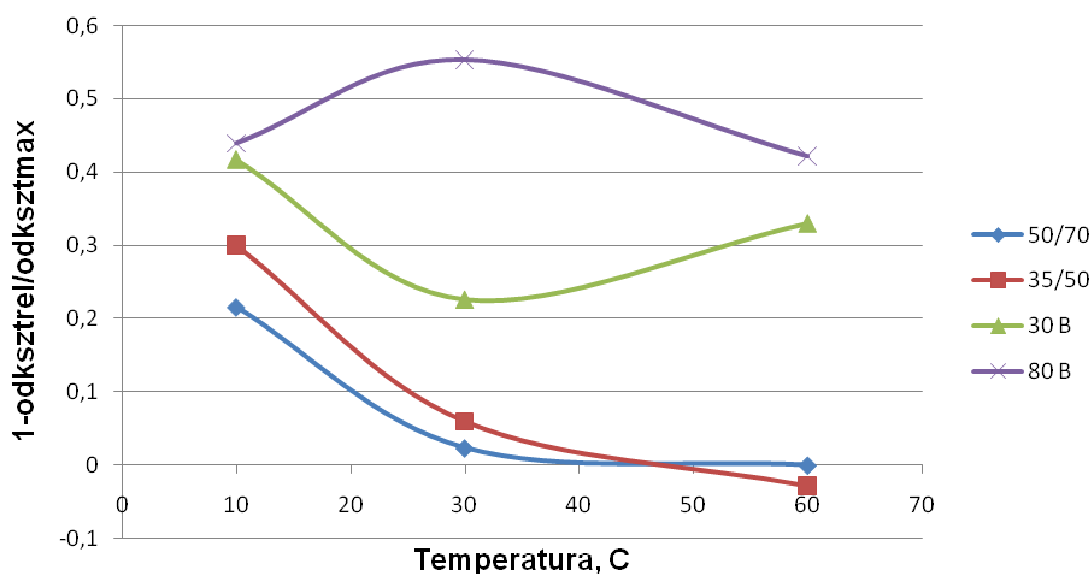
Warto także zauważyć, że w wyższych temperaturach dla umiarkowanych poziomów naprężeń współczynniki deformacji w_d przyjmują wyższe wartości dla lepiszcza 80B, niż dla lepiszcza 30B. W przypadku asfaltów niezmodyfikowanych w temperaturze $T = 60 [^{\circ}C]$ współczynniki deformacji w całym zakresie naprężeń są zbliżone do zera. Fakt ten jednak jest zgodny z przewidywaniami poczynionymi na podstawie temperatury mięknięcia wyznaczonej w standardowym teście, która dla lepiszcza 35/50 wynosi $54,4 [^{\circ}C]$, zaś dla lepiszcza 50/70 tylko $49 [^{\circ}C]$. Oznacza to, że w tych dwóch przypadkach test był przeprowadzany na substancji o własnościach zbliżonych do cieczy a nie ciała sprężystego o własnościach lepkich.



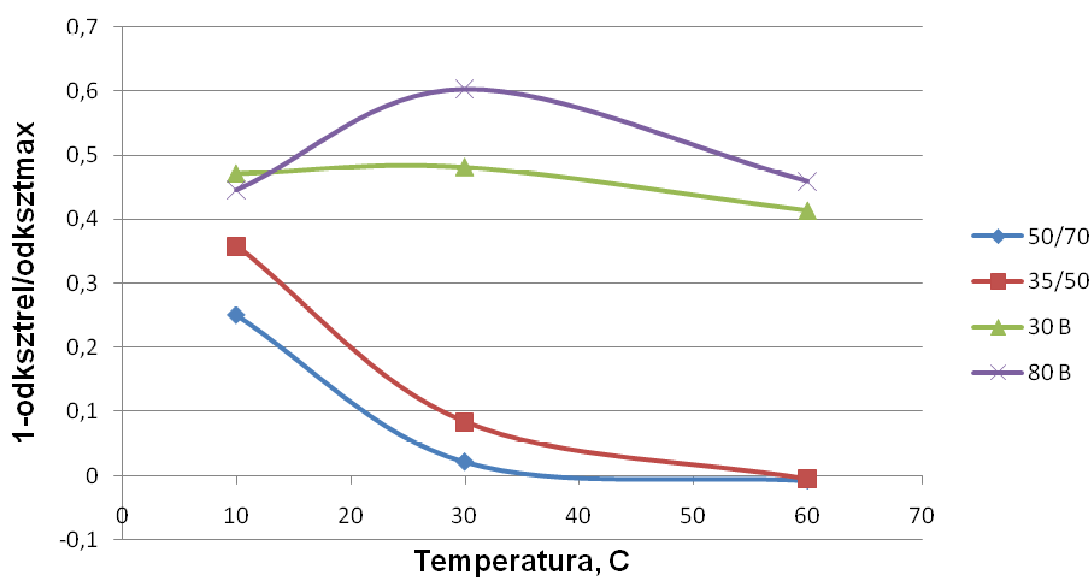
Rys. 7.4. Współczynnik odkształcenia trwałego w funkcji naprężenia ścinania τ_o uzyskany w temperaturze $T = 60 [^{\circ}C]$.

Lepiszczka zmodyfikowane w wysokich temperaturach także wykazują się wyższymi wartościami współczynników deformacji, ale tylko dla umiarkowanych naprężeń. Po przekroczeniu około 10[kPa] wewnętrzna struktura stabilizowana przez modyfikator ulega dezintegracji a to powoduje, że współczynnik w_d jest bliski zeru.

Na kolejnych rysunkach zaprezentowano wykresy współczynnika odkształcenia trwałego w funkcji temperatury uzyskane dla ustalonych poziomów naprężenia ścinania. Funkcje te dla lepiszczki nie poddanych modyfikacji są funkcjami malejącymi wraz z przyrostem temperatury, por. rys. 7.5, 7.6 i 7.7.

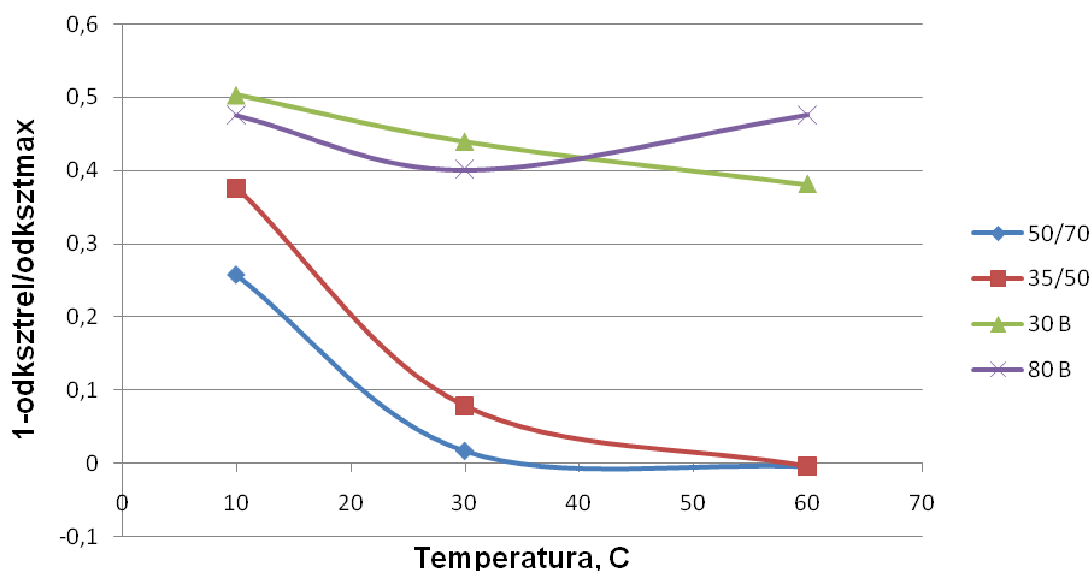


Rys. 7.5. Współczynnik odkształcenia trwałego w funkcji temperatury uzyskany dla naprężenia ścinania $\tau_o = 0.1$ [kPa].



Rys. 7.6. Współczynnik odkształcenia trwałego w funkcji temperatury uzyskany dla naprężenia ścinania $\tau_o = 0.5$ [kPa].

W przypadku lepiszczy modyfikowanych funkcje te dla średnich temperatur mają lokalne minima (por. rys. 7.6 i 7.7), bądź maksima (por. rys. 7.5). Co ciekawe w przypadku lepiszcza 80B współczynnik deformacji w_d przyjmuje wyższą wartość dla $T=60[^\circ\text{C}]$ niż dla $T=10[^\circ\text{C}]$ przy $\tau_o=1[\text{kPa}]$.



Rys. 7.7. Współczynnik odkształcenia trwałego w funkcji temperatury uzyskany dla naprężenia ścinania $\tau_o=1[\text{kPa}]$.

W ogólności funkcja $w_d(T, \tau_o)$ ma maksimum:

- dla lepiszcza 80B przy $T=30[^\circ\text{C}]$ i $\tau_o=0.5[\text{kPa}]$, które jest bliskie 0.6,
- dla lepiszcza 30B przy $T=10[^\circ\text{C}]$ i $\tau_o=1.0[\text{kPa}]$, które przekracza 0.5,
- dla lepiszcza 35/50 przy $T=10[^\circ\text{C}]$ i $\tau_o=1.0[\text{kPa}]$, które jest bliskie 0.4,
- dla lepiszcza 50/70 przy $T=10[^\circ\text{C}]$ i $\tau_o=1.0[\text{kPa}]$, które przekracza 0.25.

Wobec tego można przypuszczać, że dla większości asfaltów badanie POP powinno się przeprowadzać w temperaturze $T=10[^\circ\text{C}]$ przy $\tau_o=1.0[\text{kPa}]$. Jeżeli jednak przyjąć tę zasadę to lepiszcze 80B zostałyby sklasyfikowane poniżej lepiszcza 30B, por. rys.7.2.

8. Podsumowanie i wskazanie kierunków dalszych badań

Podsumowując należy stwierdzić, że w celu powiązania kryteriów oceny funkcjonalnej lepiszczy z wynikami dotyczącymi koleinowania, konieczne jest pójście dwoma drogami.

Pierwsza droga to próba symulacji numerycznych procesu koleinowania dla materiałów, których parametry konstytutywne wyznaczyć można w podstawowych badaniach. Modele te powinny zostać poddane weryfikacji teoretycznej i doświadczalnej, por. np. [Jemioło i Gajewski 2002b, 2003] oraz [Kettli i in. 2007]. Niestety okazuje się, że w przypadku weryfikacji doświadczalnej należy często wykonywać niestandardowe badania, które zazwyczaj są trudne do przeprowadzenia i wymagają specjalistycznego sprzętu. Wyzwanie to

zostało podjęte w gronie społeczności europejskiej w ramach grupy roboczej RILEM w której IBDiM bierze czynny udział. W prace teoretyczne i doświadczalne zaangażowano interdyscyplinarną grupę, która pracuje jednocześnie nad doskonaleniem modeli teoretycznych jak i przeprowadza skomplikowane eksperymenty doświadczalne.

Druga droga to droga związana ze standardowymi badaniami doświadczalnymi, zakończona próbą znalezienia korelacji między wynikami koleinowania, a wynikami oceny funkcjonalnej asfaltów w ramach wybranych kryteriów. Znaczenie wyników uzyskanych przy takim sposobie podejścia do problemu ma wydźwięk bardzo praktyczny. Ich zastosowanie prawdopodobnie ułatwi pracę inżyniera projektanta.

Należy także stwierdzić, że póki co za wcześnie na ocenę kryteriów oceny funkcjonalnej lepischer asfaltowych, gdyż na tym etapie badań doświadczalnych nie mamy jeszcze wyników testów koleinowania, które zostaną przeprowadzone w trakcie realizacji *Etapu II* tego projektu, dla wybranych kruszyw. Dlatego w pkt.4 pozwoliliśmy sobie na wskazanie kolejności lepischer według danego kryterium, bez wypowiadania się na temat poprawności tych przewidywań w świetle badań koleinowania.

Kierunki dalszych badań wynikają z programu zamieszczonego na początku tego raportu, jednak po przeprowadzeniu przedstawionych wyżej rozważań i badań można wskazać szczegółowo pewne kierunki badań wynikające z uzyskanych do tej pory wyników. Należy więc:

- w przypadku badania modułów zespolonych wykonać badania przy zastosowaniu w reometrze DSR płytek o średnicy 8[mm] i 25[mm] w celu uniknięcia znacznych błędów pomiarowych zwłaszcza dla wysokich temperatur,
- dla tak uzyskanych wyników sprawdzić czy obowiązuje analogia WLF i ewentualnie wyznaczyć tzw. krzywe wiodące, tj. funkcje składowych modułu i kąta przesunięcia fazowego w wybranej temperaturze odniesienia i w szerokim zakresie częstotliwości,
- rozszerzyć i zweryfikować wyniki lepkości zerowego ścinania dla wysokich temperatur, gdyż np. w przypadku lepischer 35/50 i 80B zmienia się ich kolejność w rankingu,
- w przypadku proponowanego testu pełzania pod obciążeniem powtarzalnym POP podjąć próbę wskazania wartości temperatury i progu naprężenia, przy których dla danego lepischer wynik będzie reprezentatywny. Pozwoli to na znaczne zredukowanie czasu trwania eksperymentu.

9. Literatura

- AASHTO Designation: T 315-06, Standard Method of Test for Determining the Rheological Properties of Asphalt Binder Using a Dynamic Shear Rheometer (DSR), American Association of State Highway and Transportation Officials, 444 North Capitol Street N.W., Suite 249, Washington, D.C 2001.
- ABAQUS Theory manual, Version 6.1., Hibbitt, Karlsson and Sorensen, Inc., Pawtucket, 2000.
- ABAQUS/Standard User's manual, Version 6.1., Hibbitt, Karlsson and Sorensen, Inc., Pawtucket, 2000.
- ABAQUS Theory manual, Version 5.8., Hibbitt, Karlsson and Sorensen, Inc., Pawtucket, 1998.
- ABAQUS/Standard User's manual, Version 5.8., Hibbitt, Karlsson and Sorensen, Inc., Pawtucket, 1998.
- ABAQUS/Standard Verification manual, Version 5.8., Hibbitt, Karlsson and Sorensen, Inc., Pawtucket, 1998.
- Barnes H.A., Hutton J.F., Walters K.: An Introduction to Rheology, Rheology Series, 3, Elsevier, 1989.

- Blinowski A.: Mechanika ciał sprężystych i plastycznych, Wydawnictwa Politechniki Białostockiej, Białystok, 1989.
- Chen J.-S., Tsai C.-J.: Relating Tensile, Bending, and Shear Test Data of Asphalt Binders to Pavement Performance, *Journal of Materials Engineering and Performance*, Vol. 7(6), pp. 805-811, 1998.
- Chen J.-S., Tsai C.-J.: How Good Are Linear Viscoelastic Properties of Asphalt Binder to Predict Rutting and Fatigue Cracking?, *Journal of Materials Engineering and Performance*, Vol. 8(4), pp. 443-449, 1999.
- D'Angelo J., Klutzz R., Dongré R., Stephens K., Zanzotto L.: Revision of the Superpave High Temperature Binder Specification: The Multiple Stress Creep Recovery Test, *Journal of the Association Of Asphalt Paving Technologists*, Vol.76, pp.123-157, 2007.
- Gagliano B., Blab R., Kappl K.: Models for permanent deformation for bituminous bound materials in flexible pavements, SAMARIS –Sustainable and Advanced Materials for Road InfraStructure, SAM-05-DE11, 2004.
- Jemioło S., Gajewski M.: Modele konstytutywne do opisu zachowania się asfaltów i mas mineralno-asfaltowych w drogowo-lotniskowych nawierzchniach komunikacyjnych. *Theoretical Foundations of Civil Engineering, Polish-Ukrainian Transactions*, W. Szcześniak (ed.), Warszawa, Oficyna Wydawnicza PW 2002 (a).
- Jemioło S., Gajewski M.: Modelowanie MES interakcji opony koła pojazdu z nawierzchnią, *Prace naukowe Politechniki Radomskiej, Transport* Nr 1 (15), str. 255-260, Radom 2002 (b).
- Jemioło S., Gajewski M.: Zastosowanie programu MES ABAQUS w modelowaniu kontaktu opony koła pojazdu z nawierzchnią drogową, IX Międzynarodowa Konferencja Trwałe i Bezpieczne Nawierzchnie Drogowe, str. 459-466, Instytut Badawczy Dróg i Mostów, Warszawa 2003.
- Kettill P., Lenhof B., Runwsson K., Wiberg N.-E.: Simulation of inelastic deformation in road structures due to cyclic mechanical and thermal loads, *Computers and Structures*, 85, pp. 59-70, 2007.
- Khan A. S., Huang S.: *Continuum theory of plasticity*, John Wiley & Sons, Inc., New York, 1995.
- Lubliner J.: *Plasticity theory*. Macmillan Publishing Company, New York, 1990.
- Mezger T.G.: *The Rheology – Handbook*, For users of rotational and oscillatory rheometers, Vincentz Verlag, Hannover, 2002.
- Nicholls C. (ed): BitVal - Analysis of Available Data for Validation of Bitumen Tests, Report on Phase 1 of the BiTVal Project, FEHRL, 2006.
- Olszak W. (red.): *Teoria plastyczności*, PWN, Warszawa, 1965.
- Perzyna P.: *Teoria lepkoplastyczności*, PWN, Warszawa, 1966.
- Piechna J.R.: *Programowanie w języku Fortran 90 i 95*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa, 2000.
- Polacco G., Stastna J., Zanzotto L.: Accumulated strain in polymer-modified asphalts, *Rheol Acta*, 47, pp.491-498, 2008.
- Schramm G.: *Reologia, Podstawy i zastosowania*, Ośrodek Wydawnictw Naukowych, Poznań, 1998.
- Sybilski D.: *Polimeroasfalty drogowe, Jakość funkcjonalna, metodyka i kryteria oceny*, Instytut Badawczy Dróg i Mostów, seria: *Studia i materiały*, zeszyt 45, Warszawa, 1996.
- Ward J.M.: *Mechaniczne własności polimerów jako tworzyw konstrukcyjnych*, Państwowe Wydawnictwo Naukowe, Warszawa, 1975.
- Zienkiewicz O.C., Taylor R.L.: *The finite element method for solid and structural mechanics*, Elsevier, 6th edition, 2006.