

**Йозеф Юдицький**

## **ЗАСТОСУВАННЯ НОВОГО В'ЯЗКОПРУЖНОГО МЕТОДУ РОЗРАХУНКУ ТЕРМІЧНИХ НАПРУГ ДЛЯ АНАЛІЗУ НИЗЬКОТЕМПЕРАТУРНОГО РОЗТРИСКУВАННЯ АСФАЛЬТОБЕТОННИХ ШАРІВ ДОРОЖНЬОГО ПОКРИТТЯ**

**АНОТАЦІЯ.** Шар основи з високомодульного асфальтобетону (НМАС) споруджуваної автомагістралі зазнав значного розтріскування протягом першого зимового періоду після укладання. Новий в'язкопружний метод розрахунку теплових напружень був використаний для кращого розуміння механізму теплових напружень і розвитку низькотемпературних тріщин в шарах асфальтобетонного покриття. У даній статті представлені структура і матеріали дорожнього покриття, оцінка інтенсивності термічних тріщин, польові та лабораторні випробування і опис нового в'язкопружного методу. Теплові напруги в шарі основи на основі асфальтобетону з гарячою сумішшю або НМАС були розраховані на його поверхні і на глибині 5 см в момент виникнення поперечних тріщин. Розраховані термічні напруги порівнювалися з міцністю матеріалу на розтяг. Була визначена ймовірність низькотемпературного розтріскування. Результати, представлені в статті, підтвердили, що новий метод розрахунку теплових напружень є цінним інструментом для аналізу низькотемпературного розтріскування. Були описані деякі невизначеності і невіршені питання, пов'язані з низькотемпературним розтріскуванням, які були виявлені в ході аналізу.

**КЛЮЧОВІ СЛОВА:** високомодульний асфальтобетон, розтріскування шарів асфальтобетону при низьких температурах, ймовірність розтріскування асфальтобетону, теорія в'язкопружності, аналіз в'язкопружних напружень в шарах асфальтобетонного покриття.

### **1. ВВЕДЕННЯ**

У статті представлено дослідження випадку низькотемпературного розтріскування верхніх шарів основи асфальтобетонного покриття споруджуваної польської автомобільної дороги А1, яке відбулося взимку 2012 року. Представлено використання нового в'язкопружного методу розрахунку теплових напружень для аналізу таких низькотемпературних тріщин [1]. Досліджувана ділянка автомагістралі А1 довжиною 61 км була розташована між двома перехрестями - Черневіце і Коваль в центральній частині Польщі. Верхній шар основи асфальтобетонного покриття було виконано з високомодульного асфальтобетону (НМАС) з використанням жорсткого бітуму з показником пенетрації 20/30 pen. Укладання верхнього шару основи асфальтобетонного покриття з використанням НМАС почалася влітку 2011 року і тривала до грудня 2011 року, коли настали холоди. Близько 40 км верхнього шару основи асфальтобетонного покриття були готові і залишені на зиму без покриття верхніми шарами асфальтобетону. В кінці січня 2012 настали морози, які тривали близько двох тижнів при мінімальній температурі повітря близько  $-20^{\circ}\text{C}$ . У цей час з'явилися серйозні поперечні тріщини. У цей час у щойно влаштованих шарах НМАС з'явилися значні поперечні тріщини. Поперечні тріщини такого розміру ніколи раніше не виникали в Польщі в недавно побудованих шарах асфальтобетону. Однак до цього шари основи укладались зі звичайного асфальтобетону (АС) і з використанням більш м'яких бітумів. У той час, коли відбулося розтріскування, мороз не був виключно сильним, а скоріше типовим для даної місцевості.

Дослідженням проблеми займалася команда з Гданського технічного університету. Це був дуже добре задокументований випадок низькотемпературного розтріскування в польових умовах. Приблизно через два тижні після утворення тріщин було проведено детальне дослідження, яке включало оцінку інтенсивності тріщин і візуальну оцінку однорідності поверхні основи асфальтобетонного покриття. Для визначення глибини тріщин і відбору циліндричних зразків для лабораторних випробувань з основи було вибурено безліч кернів.

Плити вирізалися з основи в місцях тріщин і поблизу них і використовувалися для підготовки циліндричних і призматичних зразків для випробувань. В лабораторії були перевірені об'ємні і механічні властивості польових зразків, включаючи непряму міцність на розтяг (ITS) і модуль жорсткості (ITSM). Дані про температуру асфальтобетонних шарів в момент утворення тріщин були зареєстровані на трьох метеостанціях, розташованих поблизу побудованої автомагістралі А1. Звіти про причини передчасної появи низькотемпературних тріщин і методи їх ремонту були підготовлені в 2012 році і пізніше опубліковані Юдицький та ін. [2].

Новий в'язкопружний метод розрахунку теплових напружень при низьких температурах був розроблений автором через чотири роки після появи тріщин на автомагістралі А1, але всі дані про матеріали та температуру, які вимагає новий метод, все ще були доступними [2]. Це була надзвичайна можливість застосувати новий метод розрахунку теплових напружень до реального добре задокументованого випадку низькотемпературного розтріскування шарів асфальтобетону.

Низькотемпературні тріщини - це частий і серйозний спосіб руйнування дорожнього покриття, який може значно збільшити шорсткість дорожнього покриття та погіршити комфорт руху. Тріщини спричиняють потрапляння води та прискорюють процес погіршення стану дорожнього покриття. З цієї причини низькотемпературне розтріскування є предметом інтенсивних досліджень протягом багатьох років [1, 3-14]. Що стосується розвитку термічного напруження в шарах асфальтобетону, більшість попередніх досліджень стосувалися простого монотонного впливу температури, припускаючи постійну швидкість охолодження. У деяких випадках щоденне циклічне зміщення температури враховувалось у розрахунках та моделювалось із спрощенням як звичайна синусоїдальна зміна температури [14]. У цьому дослідженні реальна зміна температури, яка відбулася в шарі основи асфальтобетонного покриття під час його розтріскування, враховувалася з урахуванням усіх температурних нерівномірностей та добових коливань, використовуючи можливості, запропоновані новим в'язкопружним методом [1]. Також були доступні в'язкопружні властивості зразків, вирізаних з верхнього шару основи асфальтобетонного покриття. Це дозволяє отримати реалістичну картину поведінки асфальтобетонної основи в момент її розтріскування.

## **2. МЕТА І ОБЛАСТЬ ЗАСТОСУВАННЯ**

Метою даної роботи є використання нового в'язкопружного методу розрахунку термічних напружень [1] для кращого розуміння механізму термічних напруг і розвитку тріщин в шарах асфальтобетону. У даній роботі наводиться короткий опис структури і матеріалів дорожнього покриття, оцінка інтенсивності термічних тріщин, польові та лабораторні випробування, опис нового в'язкопружного методу, розрахунок термічних напружень в шарі основи з використанням НМАС в момент виникнення поперечних тріщин. У статті також представлено порівняння розрахункових термічних напружень з міцністю матеріалу на розтяг, розрахунок ймовірності низькотемпературного розтріскування з урахуванням неоднорідності конструкції основи з використанням НМАС і обговорення результатів. Також були описані деякі невизначеності і невіршені питання, пов'язані з низькотемпературним розтріскуванням, які були виявлені в ході аналізу.

## **3. СТРУКТУРА І МАТЕРІАЛИ ДОРОЖНЬОГО ПОКРИТТЯ**

### **3.1. ПОЛЬОВІ ДОСЛІДЖЕННЯ**

Шари структури конструкції дорожнього покриття описані в Таблиці 1. Основні властивості НМАС, вказані для проекту А1 відповідно до Польського технічного керівництва WT-2 [15], наведені в Таблиці 2. Вміст бітуму з показником пенетрації 20/30 становило 5,2%.

Заповнювач складався з мелафірового і вапнякового щебню, кварцитового піску і вапнякового мінерального порошку. Максимальний розмір заповнювача становив 16 мм.

Таблиця 1. Конструкція дорожнього покриття на ділянці автостради А1 Черневіце-Коваль та стадія будівництва на момент появи тріщин

Шар покриття	Матеріал	Товщи на [см]	Стадія будівництва
Шар зносу	ЩМА 0/11 м з модифікованим полімером бітумом (PmB 45/80-55)	4	Не побудовано
Зв'язуючий шар	Високомодульний асфальтобетон (НМАС) 0/16 мм з модифікованим полімером бітумом (PmB 25/55-60)	10	Не побудовано
Верхній шар асфальтобетонного покриття	Високомодульний асфальтобетон (НМАС) 0/16 мм зі звичайним бітумом з пенетрацією 20/30 Pen., укладений у два шари товщиною 7 см кожен Beton asfaltowy o wysokim module sztywności (AC-WMS) 0/16 mm z asfaltem zwykłym 20/30, uk³adany w dwóch warstwach technologicznych po 7 cm	14	Частково готове на 40.3 км
Гранульований нижній шар основи	0/31.5мм подрібней незв'язаний заповнювач розміром 0/31.5 мм	15	Частково готове
Нижній шар основи	Оброблений цементом місцевий матеріал, міцністю 2.5 МПа, 28-денної витримки	15	Готове
Дренажний шар	Природний заповнювач	15	Готове

Польові дослідження включали візуальну оцінку верхнього шару основи, оцінку поперечних тріщин, відбір проб зі свердловин і прямокутних плит з верхнього шару основи з НМАС. Візуальний огляд проводився приблизно через 10-15 днів після появи тріщин. Була оцінена вся довжина 40,3 км готового верхнього шару основи, розділеного на 49 окремих ділянок. З огляду на однорідність зовнішнього вигляду верхнього шару основи, ділянки були оцінені групами спостереження як хороші, середні і погані. Поверхні поганих ділянок були неоднорідними, з різною текстурою, ознаками розшарування суміші і місць зупинок асфальтоукладальника. Подальші випробування показали, що ступінь ущільнення і вміст порожнин на поганих ділянках були більш різноманітними, ніж на хороших. Розтріскування обмежувалося тільки поперечними тріщинами, ані поздовжніх, ані різноспрямованих тріщин виявлено не було. Після візуального огляду і відбору кернів були виявлені наступні типи поперечних тріщин: а) тріщини в зонах між поперечними технологічними швами (Рис. 1а) і б) тріщини, що збігаються по розташуванню з поперечними технологічними швами асфальтобетонного шару основи (Рис. 1б). Технологічні шви утворювалися в кінці ділянок після щоденног укладання. На підставі польових досліджень гіпотеза про те, що тріщини могли бути відбиті від слабо цементованого нижнього шару основи, була відкинута. Поперечні тріщини, розташовані між технологічними швами, були типовими

низькотемпературними тріщинами. Тріщини між швами були досить нерівномірними і вузькими (Рис. 1а). Технологічні шви були найслабшими місцями у верхньому шарі основи і розтріскувалися швидше через напругу під час охолодження, утворюючи дуже регулярні, прямі і широкі тріщини (рис. 1б).

Таблиця 2. Властивості НМАС для ділянки автостради А1 Черневіце-Коваль

Властивості	Методи випробувань (Європейські стандарти)	Вимоги
Вміст порожнин в ущільненому шарі [%]	EN 12697-8, р. 4	$V_{\min}$ 2.0 $V_{\max}$ 5.0
Ступінь ущільнення	EN 12697-6	$\geq 98\%$
Стійкість до дії води, залишкова непряма міцність на розрив	EN 12697-12, кондиціонування при 40°C, 1 цикл заморожування $T = 15^\circ\text{C}$ EN 12697-12	<i>ITSR</i> 80
Стійкість до постійних деформацій	EN 12697-22, метод В (пристрій невеликого розміру) у повітрі, 60°C	$WTS_{AIR}$ 0.10 $PRD_{AIR}$ 3.0
Модуль жорсткості, мінімум при $t$ 10°C [МПа]	EN 12697-26, 4PB-PR, $T = 10^\circ\text{C}$ , $f = 10$ Гц	$S_{\min}$ 14 000
Стійкість до втоми, мінімальна деформація при $10^6$ циклах	EN 12697-26, 4PB-PR, $T = 10^\circ\text{C}$ , $f = 10$ Гц	$\epsilon_6$ 130

На деяких ядрах чітко видно, що поперечні тріщини починалися з верхніх частин шару та розповсюджувалися вниз (Рис. 2). У деяких ядрах чітко видно, що поперечні тріщини починалися з верхньої частини шару і поширювалися вниз (Рис. 2). Тріщини закінчувалися або в певній точці всередині шару, або на кордоні зчеплення двох асфальтобетонних шарів в які було укладено основу. Деякі тріщини пройшли через всю товщину основи. У таблиці 3 представлено кількість низькотемпературних поперечних тріщин. На Рис. 3 представлено кумулятивний розподіл поперечних тріщин.

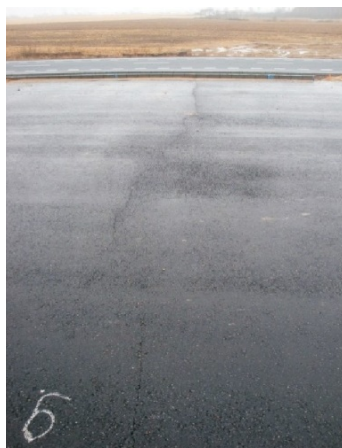


Рис. 1. Поперечні низькотемпературні тріщини: а) вузькі нерегулярні тріщини між технологічними швами, б) прямі широкі тріщини на технологічних швах

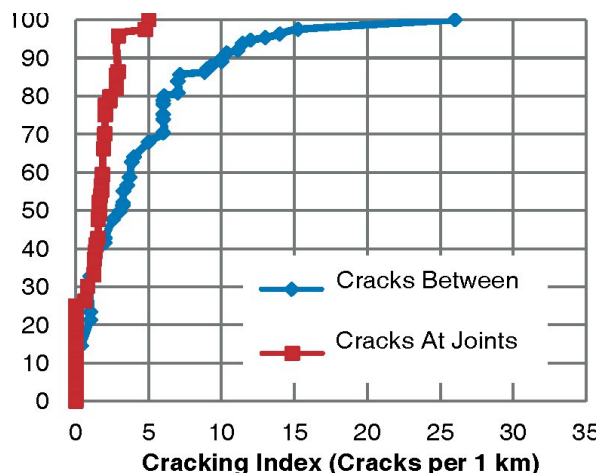
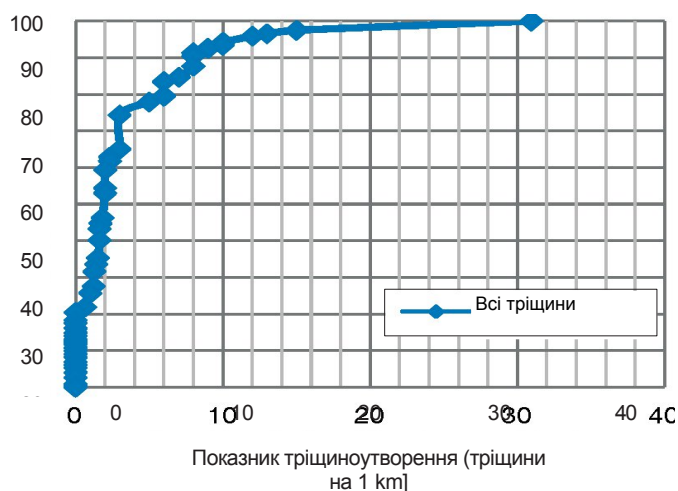
Рис. 2. Фотографії кернів з тріщин біля основи між технологічними швами



Таблиця 3. Поперечні тріщини на основі з НМАС на ділянці автостради А1

Візуальна однорідність поверхні	Довжина [км]	Кількість тріщин			Середній індекс тріщиноутворення [тріщин/1 км]		
		На швах	Між швами	Разом	На швах	Між швами	Разом
Хороша	8.42	8	19	27	1,0	2.3	3.2
Середня	21.34	35	51	86	1.6	2.4	4.0
Погана	10.57	16	83	99	1.5	7.9	9.4
Разом	40.33	59	153	212	1.5	3.8	5.3

Максимальний індекс тріщиноутворення всіх тріщин на найбільш тріщинуватими ділянці склав 31 тріщина / 1 км (рис. 3а). Між швами утворилося більше наскрізних тріщин, ніж на технологічних швах (рис. 3б), що можна пояснити тим, що технологічні шви були не дуже частими і розташовувалися в кінці денних ділянок будівництва. Середній індекс тріщиноутворення для тріщин в технологічних швах не був пов'язаний з візуальною однорідністю поверхні основи, а скоріше з якістю формування швів (Рис. 3 а). Неоднорідність поверхні асфальтобетонного шару сильно вплинуло на кількість поперечних тріщин між швами. Тріщини між швами, які є типовими тріщинами при низьких температурах, зустрічались набагато частіше на плоских ділянках, найкращих та середніх (Рис. 3с та Рис. 3д). На ділянках, оцінених як найкращі та середні, індекс тріщиноутворення був майже однаковим. Подальші випробування показали, що значення міцності на розтяг поганих ділянках були нижче та більш варіативними.





				ня [МПа]			ення [МПа]	
Хороша та середня	0	21	16 142	630	3.90	4.13	0.36	8.63
	-10	21	19 054	473	2.48	4.64	0.28	6.10
	-20	21	24 102	986	4.09	4.97	0.52	10.38
	-30	21	22 996	550	2.39	4.29	0.37	8.66
Погана	0	42	15 108	1 308	8.66	3.67	0.45	12.30
	-10	42	16 254	1 512	9.30	3.67	0.53	14.35
	-20	42	20 788	2 640	12.70	4.19	0.95	22.71
	-30	42	20 866	2 212	10.60	3.61	0.72	19.82

Таблиця 5. Параметри реологічної моделі Бургерса польових зразків верхнього шару основи з НМАС, коефіцієнт Пуассона  $\nu$  та коефіцієнт теплового розширення  $\alpha_T$

Температура [°C]	№ випробуваних зразків	Модулі пружності				Модулі в'язкості				$\nu$ [-]	$\alpha_T$ [1/°C]
		$E_1$		$E_2$		$\eta_1$		$\eta_2$			
		Середній показник [МПа]	COV Коефіцієнт змінності [%]	Середній показник [МПа]	COV Коефіцієнт змінності [%]	Середній показник [МПа]	COV Коефіцієнт змінності [%]	Середній показник [МПа]	COV Коефіцієнт змінності [%]		
0	8	13 259	19	3 346	34	2.525E+07	36	6.680E+05	32	0.40	2.83E-05
-10	8	17 040	17	4 576	19	8.650E+07	38	9.695E+05	15	0.34	2.83E-05
-20	8	20 677	23	3 962	24	4.626E+08	65	1.060E+06	36	0.30	2.83E-05

## 4. АНАЛІЗ ДАНИХ

### 4.1. СХЕМА НОВОГО В'ЯЗКОПРУЖНОГО МЕТОДУ РОЗРАХУНКІВ ТЕРМІЧНОЇ НАПРУГИ

Новий в'язкопружний метод був розроблений автором і детально описаний в [1]. Метод заснований на припущенні, що шар асфальтобетону виконаний з лінійного в'язкопружного матеріалу, реакція якого при постійній температурі може бути математично описана за допомогою моделі Бургерса. Всі реологічні параметри шару асфальтобетону сильно варіюються залежно від температури. Розрахунки за цим методом ґрунтуються на припущенні, що в межах дуже малого інтервалу температури реологічні параметри шару асфальтобетону є постійними. Приймався такий малий інтервал температури  $\Delta T = 0,1$  °C. Далі передбачалося, що при зміні температури шару асфальтобетону реологічні параметри шару змінюються покроково, що відповідає  $\Delta T = 0,1$  °C. У методі коефіцієнт Пуассона  $\alpha_{\nu i}$  та коефіцієнт теплового розширення  $\alpha_T$  можуть бути або постійними, або пов'язаними з температурою. Припускали, що шар асфальтобетону має нескінченні розміри в площині  $(x, y)$  і постійну товщину. Шар асфальтобетону не може стискатися або розширюватися в напрямку  $(x, y)$  і не може деформуватися при зміні температури. Як результат - теплові напруження  $\Delta x = \Delta y$  індукуються в шарі в площині  $(x, y)$ . Кілька схем температурного впливу розглянуто в новий метод, починаючи від простої лінійної зміни (нагрівання або охолодження), і закінчуючи множинними складними та нерегулярними коливаннями (вільна зміна). У цьому дослідженні було застосовано найскладніше рішення, яке дозволяє моделювати реальні зимові перепади температур протягом тривалих періодів часу.

Комп'ютерна програма була розроблена для розрахунку теплові напруження за способом. Метод дозволяє розрахувати теплових напруг в шарах асфальтобетону на будь-якій глибині протягом будь-якого періоду часу, наприклад, протягом декількох тижнів, якщо є дані про температуру на даній глибині. Новий в'язкопружний метод був позитивно підтверджений за допомогою Тесту зразка з обмеженим термічним навантаженням [17].

#### 4.2. ТЕМПЕРАТУРНІ ДАНІ, ЩО ВИКОРИСТОВУЮТЬСЯ У РОЗРАХУНКАХ ТЕПЛОВИХ НАПРУГ

Дані про температуру на момент виникнення низькотемпературних тріщин були доступні з 3 метеостанцій, розташованих на асфальтованих дорогах поблизу ділянки автостради А1, що будується. Станції реєстрували температуру на висоті 2 м над землею, на поверхні покриття ( $z = 0$  см) та на глибинах  $z = 5$  см та  $z = 30$  см, кожні 10 хвилин. Дані про температуру з 3 станцій були дуже подібними. Для цього аналізу були враховані дані станції Пробовство Станція Пробовство розташовувалася на дорозі № 91 приблизно за 2 км на схід від автостради А1. Найнижча температура була зафіксована 03.02.2012. У повітрі було  $-21,1$  °С, на поверхні покриття  $-18,3$  °С ( $z = 0$  см) і  $-16,0$  °С на глибині  $z = 5$  см. Дані про температуру подаються далі разом із розрахунковими тепловими напруженнями.

#### 4.3. МЕХАНІЧНІ І ТЕПЛОВІ ВЛАСТИВОСТІ ВЕРХНЬОГО ШАРУ ОСНОВИ ПОКРИТТЯ З НМАС, ЩО ВИКОРИСТОВУЮТЬСЯ У РОЗРАХУНКАХ

Для розрахунків теплових напруг використовувались реологічні параметри Бургерса верхнього шару основи з НМАС, наведені в Таблиці 5. Між точками температурних позначок ( $0$ °С,  $-10$ °С та  $-20$ °С) реологічні параметри інтерполювали із застосуванням напівлогарифмічної шкали. Коефіцієнт теплового розширення верхнього шару основи з НМАС  $\alpha_T$  (Табл. 5) розраховували, вважаючи, що він лінійно пропорційний об'ємному вмісту компонентів суміші в'язучого (13,00 об.%), заповнювача (83,25% об.) і порожнин (3,75% об.), а також до коефіцієнтів теплового розширення цих компонентів. Передбачалося, що коефіцієнт теплового розширення асфальтового в'язучого становить  $1,72 \times 10^{-4}$   $1 / ^\circ\text{C}$ , а середній коефіцієнт мінерального заповнювача (суміші мелафіру, вапняку та кварциту)  $7,10 \times 10^{-6}$   $1 / ^\circ\text{C}$ . Розрахований коефіцієнт теплового розширення  $\alpha_T$  становив  $2,83 \times 10^{-6}$   $1 / ^\circ\text{C}$  і вважався постійним, незалежно від температури.

Коефіцієнт Пуассона розраховували за формулою, наведеною в [18] для вхідного рівня 2В, на основі перевірених реологічних властивостей матеріалу верхнього шару основи з НМАС 20/30. Розрахований коефіцієнт Пуассона сильно залежить від часу навантаження та температури (Рис. 4). Для розрахунку теплових напруг у шарах асфальтобетону, які тривають довгий час, передбачався час навантаження, що дорівнює  $t = 3600$  с.

Значення  $\nu$  та  $\alpha_T$ , що використовувалися у розрахунках, наведені у Табл. 5.

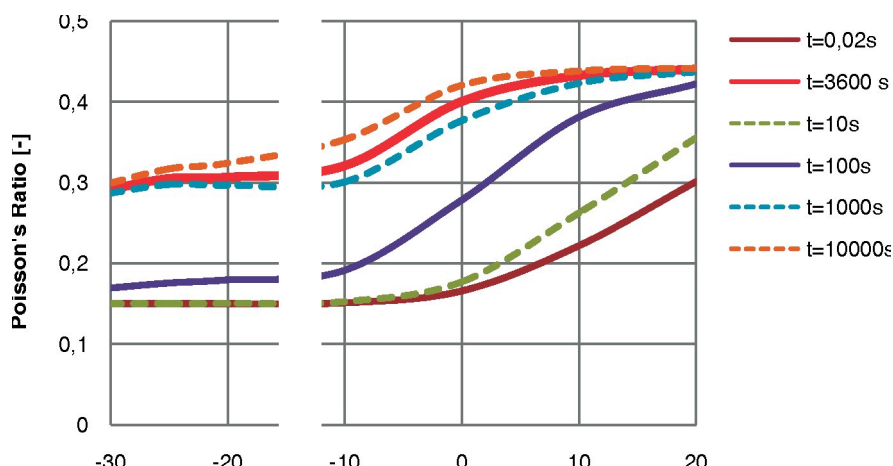


Рис. 4. Коефіцієнт Пуассона для високомодульного асфальтобетону НМАС 20/30 як функція температури та часу навантаження

#### 4.4 РОЗРАХОВАНІ ТЕПЛОВІ НАПРУГИ НА ПОВЕРХНІ АСФАЛЬТОБЕТОННОГО ШАРУ ( $z = 0$ см)

Слід підкреслити, що розраховані теплові напруги можуть бути використані для аналізу поперечних тріщин, що виникли між технологічними швами, де відбулося «чисте» низькотемпературний розтріскування. Їх не можна використовувати для поперечних тріщин, що виникли на технологічних швах, що утворилися в кінці робочого дня. Механізм розтріскування, що відбувається на технологічних швах, різний, оскільки ці шви є найслабшими місцями шару і можуть розглядатися як розриви.

Теплові напруги були розраховані для обраного періоду 19 днів з 26.01.2012 по 13.02.2012, це час виникнення поперечних тріщин в основі з НМАС. На Рис. 5 представлені дані про температуру та розрахункові напруги на поверхні асфальтобетонного шару при  $z = 0$  см. Конвенція знаків - це «плюс» для розтягу та «мінус» для стиснення. На Рис. 5 дні були пронумеровані від № 1 (26.01.2012) до № 19 (13.02.2012). Найхолоднішими були 5 днів з 8 по 12, коли температура поверхні асфальтобетону опускалася нижче  $-15$  °С. Мінімальна температура поверхні була  $-18,3$  °С в день №9. Максимальна добова швидкість охолодження в ці найхолодніші дні становила від  $V_T = -2,1$  °С / год до  $-3,0$  °С / год, але така висока швидкість охолодження тривала лише дуже короткий проміжок часу, не довше 1 години протягом доби (рис. 5б). Максимальна швидкість охолодження відбулася в день №11 і становила  $V_T = -3,0$  С / год.

Найвищі напруження на розтяг, вище 2 МПа (Рис. 5в), відбувалися протягом 5 днів з № 7 по № 11, і дуже ймовірно, що саме в цей час відбулося розтріскування шару основи з НМАС.

Як правило, у випадку асфальтобетонного шару, який є в'язкопружним матеріалом із властивостями, пов'язаними з часом і температурою, найбільші напруження на розтяг будуть викликані охолодженням, коли найнижча температура збігається з найбільшою швидкістю охолодження. В описаному випадку такий збіг не стався жодного з 19 розглянутих днів (Рис. 5а, 5б). Наприклад, у день №9 (02.02.2012) температура на поверхні  $z = 0$  см була найнижчою  $T = -18,3$  °С, але швидкість охолодження була помірною  $V_T = -2,1$  °С / год. , отже, в цей день напруження на розтяг була не найвищою. Найвище напруження на розтяг  $\sigma = 2,56$  МПа було викликано 11-го дня о 18:00, коли швидкість охолодження була найвищою  $V = -3,0$  °С / год, але температура дорівнювала  $T = -13,3$  °С, що було приблизно на  $5$  °С вище найнижчого значення.

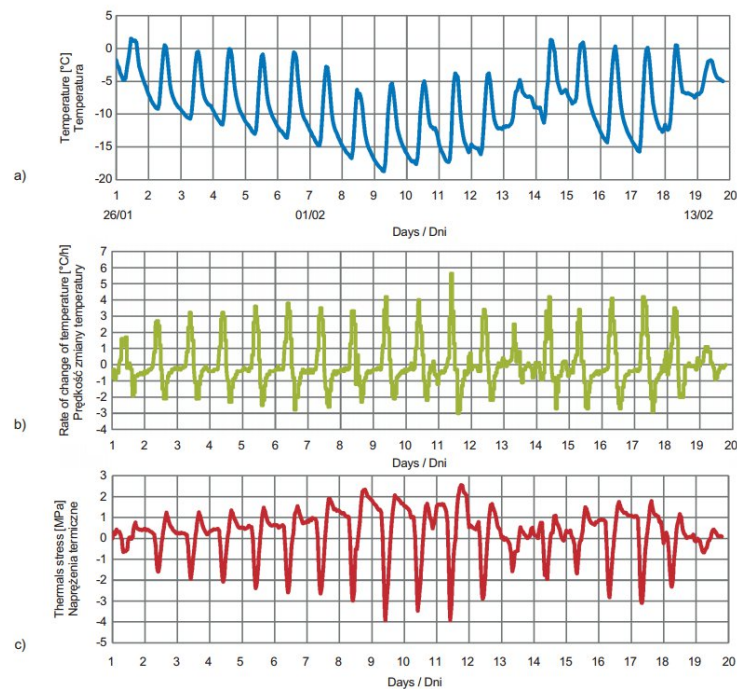


Рис. 5. Дані про температуру та розрахункові напруження в шарі основи з НМАС на поверхні  $z = 0$  см під час розтріскування: а) температура, б) швидкість зміни температури, знак "+" для нагрівання та "-" для охолодження, в) теплове напруження, знак "+" для розтягу та "-" для стиску

На Рис. 6 представлені дані температурних та теплових напружень, що відбулись в шару основи з НМАС на його поверхні ( $z = 0$  см) протягом трьох обраних екстремальних днів. У Таблиці 6 представлені характеристики циклів теплових напружень у ці дні. Ці дані дозволяють краще зрозуміти реакцію асфальтобетонного шару під час добового циклічного зниження температури. Можна помітити наступне:

- Найвища добова температура виникла близько полудня (Рис. 6а). Потім почалося охолодження і тривало до ранку наступного дня (приблизно до 07:00), коли температура була найнижчою. Потім розпочалося потепління і тривало приблизно до обіду.
- Характер охолодження був "дуже повільним". Це означає, що коли охолодження розпочалося о 12:00, швидкість охолодження була високою ( $V_T$  від  $-2$  °C / год до  $-3$  °C / год), а потім вона сповільнилася до майже  $V_T = 0$  °C / год при 07:00 наступного дня.
- Швидкість нагрівання завжди була більшою на 50% - 90%, ніж швидкість охолодження. Отже, напруги на стиск завжди були значно вищими, ніж напруги на розтяг.
- Найвищі напруги на розтяг виникали, коли швидкість охолодження була максимальною, і вони були менш пов'язані з мінімальною добовою температурою.
- У період часу, коли температура знижувалась до мінімального значення при малій швидкості охолодження  $V_T$ , відбувалось послаблення напруги і тривало близько 12 годин. У цей час теплові напруги на розтяг повільно зменшувались (Рис. 6 d).
- Отже, виникнення найвищих добових напруг на розтяг зміщувалось у часі і відбувалось до настання мінімальної добової температури (Рис. 6 d).
- Цикли теплової напруги при низьких температурах нерегулярні, асиметричні, з переважним стиском.
- Потенційна швидкість деформації знаходиться в діапазоні приблизно від  $-55E-06$  / хв (стиснення) до  $+15E-06$  / хв (розтягу), (рис. 6с).

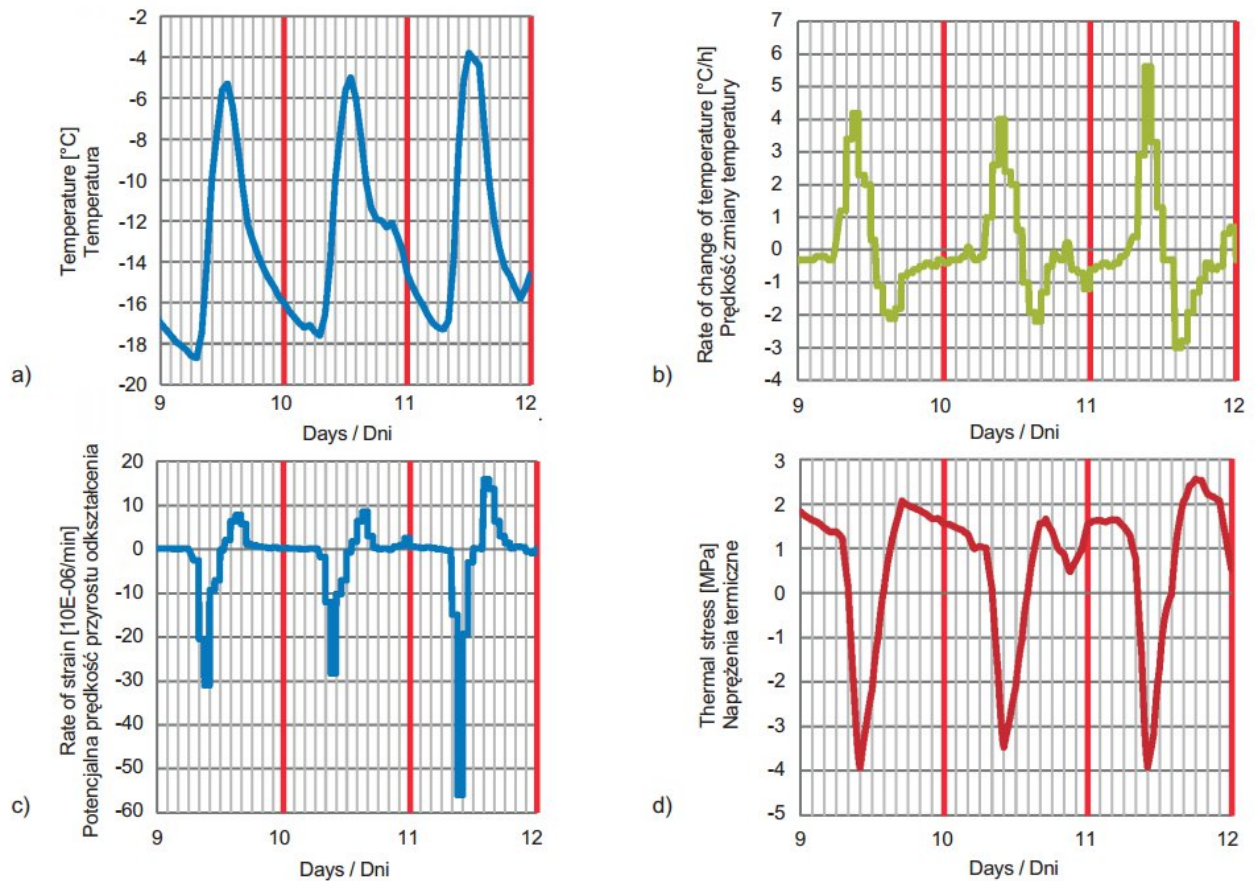


Рис. 6. Дані за три обрані дні на шарі основи з НМАС на глибині  $z = 0$  см на момент розтріскування: а) температура, б) швидкість зміни температури, знак «+» для нагрівання та знак «-» для охолодження, в) коефіцієнт потенційної деформації, знак "+" для розтягу, знак "-" для стиску, д) термічне напруження, знак "+" для напруги, знак "-" для стиску

Таблиця 6. Характеристики циклів теплових напруг, що виникли в шару основи з НМАС на його поверхні  $z = 0$  см протягом п'яти обраних екстремальних днів

День	Максимальна напруга на розтяг [МПа]	Максимальна напруга на стиск [МПа]	Максимальна абсолютна добова різниця напруг [МПа]	Максимальна амплітуда напруги [МПа]
День 7 (01/02)	1.86	-2.62	4.48	2.24
День 8 (02/02)	2.33	-2.99	5.32	2.66
День 9 (03/02)	2.05	-3.91	5.96	2.98
День 10 (04/02)	1.64	-3.44	5.08	2.54
День 11 (05/02)	2.54	-3.91	6.45	3.23

Можна обґрунтовано припустити, що цикли «стиск-розтяг», що відбулися в полі (Рис. 6 та Таблиця 6), завдають більше шкоди асфальтобетонному шару, ніж гіпотетичні цикли «розтяг-розтяг». Наприклад, збільшення напруг від  $\sigma = -4$  МПа (стиск) до  $\sigma = 2$  МПа (розтяг) повинно завдавати більшу шкоду для асфальтобетонного шару, ніж збільшення напруг на розтяг від  $\sigma = 0$  МПа до  $\sigma = 2$  МПа. Важливим фактором повинна бути амплітуда теплових циклів, яка становить половину від максимального мінус мінімального напруги на день.

#### 4.5. ТЕПЛОВА НАПРУГА ПРИ ГЛИБИНІ $z = 5$ см

На Рис. 7 представлені результати розрахунків теплових напруг, створених при  $z = 5$  см та, для порівняння, на поверхні асфальтобетону ( $z = 0$  см). Напруги на глибині  $z = 5$  см набагато менше, ніж на поверхні ( $z = 0$  см) шару основи з НМАС, але картинка схожа. Це пов'язано з теплоізоляцією, яку забезпечує верхня частина шару. На Рис. 7 видно, що верхні 5 см асфальтобетонного шару були розтягнені та стиснуті циклічно. Як правило, розтяг верхніх 5

см триває близько 17 годин після обіду, ввечері та вночі, до наступного ранку ( $\sigma > 0$  МПа на Рис. 7). Далі, в середині дня, стиснення триває близько 7 годин.

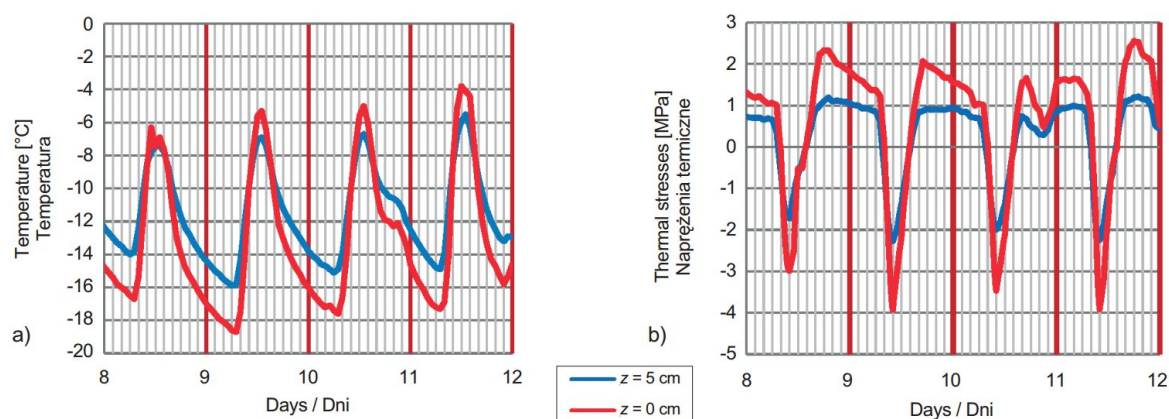


Рис. 7. Температура (а) та теплові напруги (б) на глибині  $z = 0$  см та  $z = 5$  см

#### 4.6. РОЗРАХУНОК ЙМОВІРНОСТІ РОЗТРИСКУВАННЯ НА ПОВЕРХНІ ОСНОВИ З НМАС ( $z = 0$ см)

Традиційний інженерний підхід до низькотемпературного розтріскування шарів асфальтобетону передбачає, що тріщина виникає, коли індукована напруга на розтяг  $\sigma(T)$  перевищує міцність на розтяг шару  $R(T)$ , тому, коли  $\sigma(T) > R(T)$ , обидва  $\sigma(T)$  і  $R(T)$  пов'язані з температурою  $T$ . Під час досліджень розтріскування шару основи НМАС непряма міцність на розрив ITS випробовувалась на циліндричних зразках, кернах, які були відібрані з розтрісканих шарів основи. Випробування проводили згідно з EN 12697-2 зі швидкістю деформації 12,5 мм / хв. Результати представлені в Таблиці 3.

На Рис. 8 представлені дані про максимальні добові теплові напруги  $\sigma$  та відповідні ITS при тій же температурі, коли виконувались максимальні добові напруги. На Рис. 8а представлені середні значення ITS ( $ITS_{AVG}$ ) та теплового напруження, розраховані з використанням середніх реологічних даних ( $\sigma_{AVG}$ ). На Рис. 8б представлені середні ITS за вирахуванням стандартного відхилення ITS ( $ITS_{AVG} - SD_{ITS}$ ). На Рис. 8б також показано теплове напруження, розраховане із використанням середніх реологічних параметрів плюс їх стандартні відхилення ( $\sigma_{AVG} + SD\sigma$ ).

Найвища напруга на розтяг  $\sigma_{max} = 2,56$  МПа була виконана на 11 добу при температурі  $T = -13,3$  °C. (Рис. 8а). Непряма міцність на розрив зразків НМАС, відібраних на ділянках із поганою однорідністю при цій температурі, дорівнювала  $ITS = 4,11$  МПа. Припустимо з приблизною точністю, яке описано в наступному розділі, що виміряна непряма міцність на розрив ITS дорівнює реальній міцності шару асфальтобетону, напруженому при охолодженні  $R$ , тому  $R = ITS$ . 8а показує, що  $R \gg \sigma$ . Використовуючи традиційний підхід до розтріскування, можна сказати, що шар не повинен розтріскуватися. Але насправді шар основи сильно тріснув через те, що він був неоднорідним і містив слабкі та сильніші сторони. 8б показує, що лінії  $(\sigma + SD\sigma)$  та  $(ITS - SD_{ITS})$  перетинаються в деякі екстремальні дні, що вказує на те, що певна ймовірність розтріскування дійсно існує.

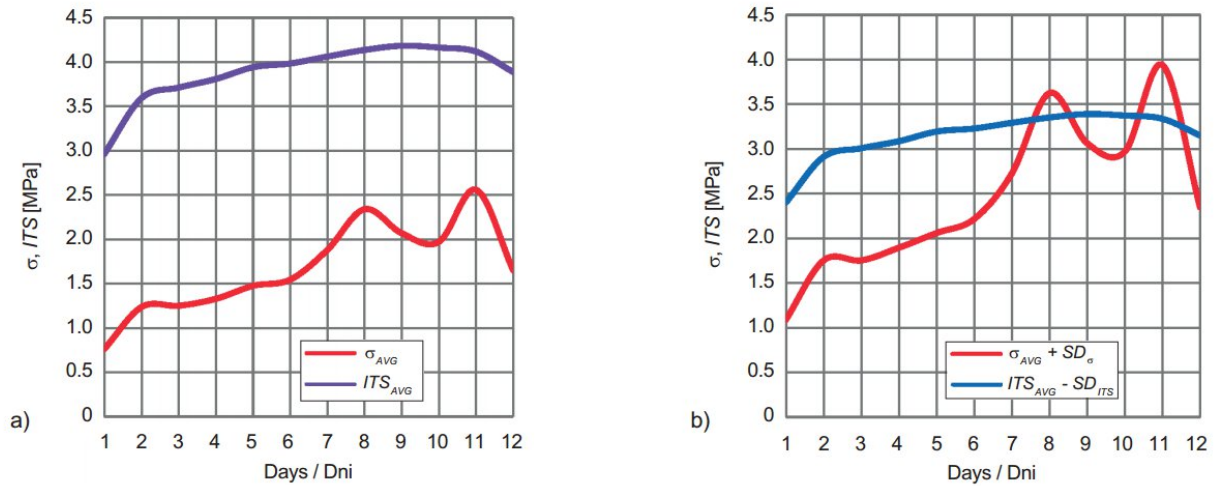


Рис. 8. Максимальні добові теплові напруження  $\sigma$  та відповідне непряме напруження на розтяг на слабкій однорідній ділянці при  $z = 0$  см:

a) середні значення  $\sigma$  та  $ITS$ , b) середнє напруження плюс стандартне відхилення  $\sigma_{AVG} + SD_{\sigma}$  та середнє значення міцності мінус стандартне відхилення  $ITS_{AVG} - SD_{ITS}$

Припустимо, що теплові напруження  $\sigma$  та міцність на розрив  $R$  змінюються хаотично залежно від нормального розподілу із стандартними відхиленнями  $SD_{\sigma}$  та  $SD$  відповідно. Імовірність розтріскування, проілюстрована на рис. 9:

$$P(crack) = P(\sigma > R),$$

і може бути визначена за звичайними таблицями розподілу після обчислення значення  $X$  за формулою:

$$X = -\frac{(\sigma_{AVG} - R_{AVG})}{\sqrt{(SD_{\sigma}^2 - SD_R^2)}}.$$

Маючи значення  $X$ , з таблиць нормального розподілу можна визначити ймовірність низькотемпературного розтріскування. Стандартне відхилення та коефіцієнт варіації  $COV$  непрямой міцності на розрив  $ITS$  були визначені в лабораторних випробуваннях і представлені в таблиці 4. Теплові напруження, індуковані в шар також випадково змінюються, але питання визначення їх стандартного відхилення  $SD_{\sigma}$  все ще залишається відкритим. У цій роботі запропоновано наступний оригінальний метод. У Таблиці 5 наведені реологічні параметри НМАС та їх коефіцієнти варіації  $COV$  від лабораторних випробувань. Теплові напруження були розраховані для двох наборів реологічних даних: для середнього  $\{E_1, E_2, \square 1, \square 2\}$  та для середнього плюс їх стандартні відхилення:  $\{E_1 + SDE, E_2 + SDE, \square 1 + SD \square, \square 2 + SD \square\}$ , де всі реологічні параметри та їх стандартні відхилення пов'язані з температурою. На рис. 10а представлені результати розрахунку лише напружень на розтяг для обох наборів реологічних даних. Потім були визначені максимальні напруги на розтяг для кожного дня для двох наборів даних:

$$\{E_1, E_2, \eta_1, \eta_2\} \rightarrow \max(\sigma_{AVG})$$

$$\{E_1 + SD_{E_1}, E_2 + SD_{E_2}, \eta_1 + SD_{\eta_1}, \eta_2 + SD_{\eta_2}\} \rightarrow \max(\sigma_{AVG+SD}).$$

Орієнтовні значення стандартних відхилень теплових напружень  $SD_{\sigma}$  для кожної доби розраховувались як:

$$SD_{\sigma} = \max(\sigma_{AVG+SD}) - \max(\sigma_{AVG})$$

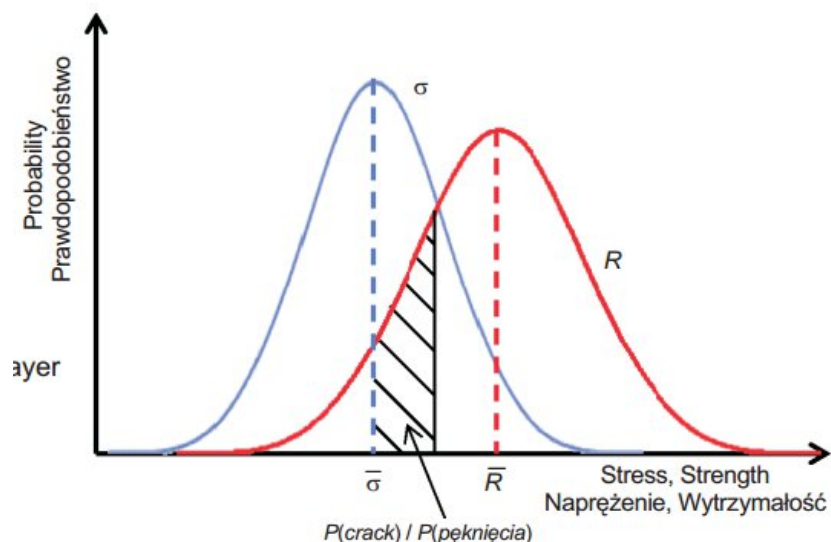


Рис. 9. Ілюстрація ймовірності розтріскування шару асфальтобетону

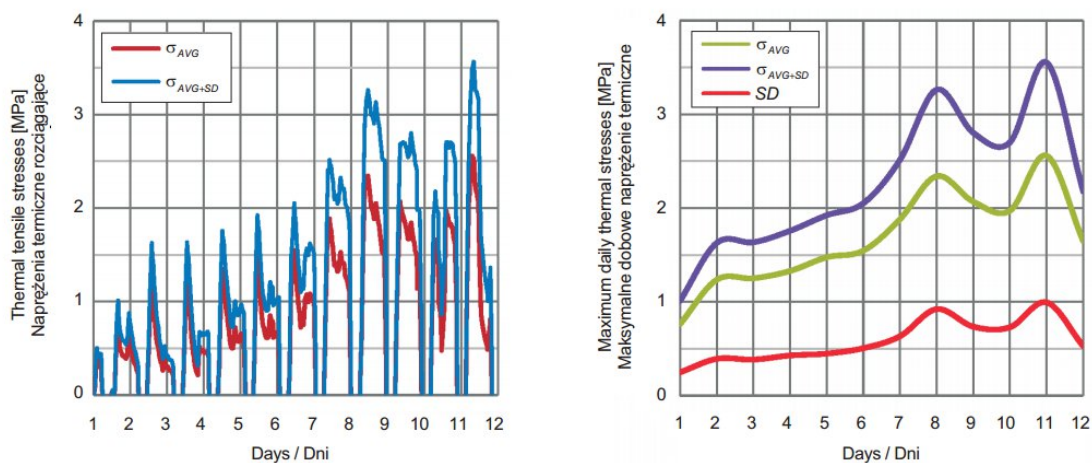


Рис. 10. Максимальні добові теплові напруження, розраховані на основі реологічних властивостей: середнє значення  $\sigma_{AVG}$ , середнє плюс стандартнє відхилення  $\sigma_{AVG} + SD$  та стандартнє відхилення максимальних добових напружень  $SD$

На Рис. 11 представлена розрахункова ймовірність виникнення низькотемпературного розтріскування протягом 12 днів. Розрахована ймовірність є найвищою на 11-й день. Максимальна ймовірність приблизно втричі більша для ділянок із поганою однорідністю порівняно з хорошими та середніми ділянками, що порівняно добре узгоджується з польовими спостереженнями (рис. 3в, г). Досі не існує надійного методу перетворення розрахункової ймовірності появи тріщин у кількість низькотемпературних тріщин на 1 км.

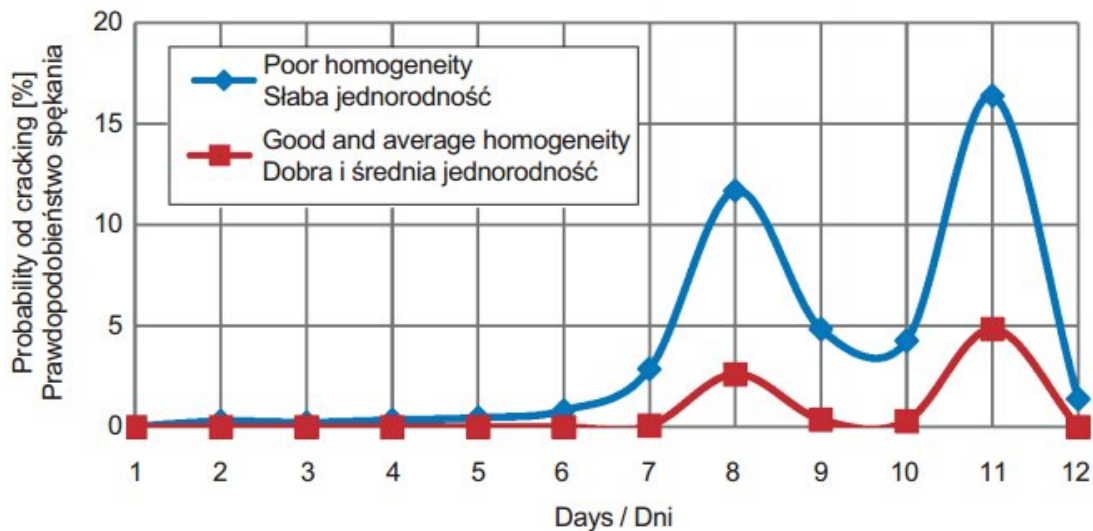


Рис. 11. Імовірність розтріскування шару основи з НМАС

## 5. НЕОБХІДНІ ПОДАЛЬШІ ДОСЛІДЖЕННЯ З ПИТАНЬ НИЗЬКОТЕМПЕРАТУРНОГО РОЗТРИСКУВАННЯ

### 5.1. ВПЛИВ ДОБОВИХ ЦИКЛІВ ТЕРМІЧНОГО НАПРУЖЕННЯ НА НИЗЬКОТЕМПЕРАТУРНІ ТРИЩИНИ

Дослідження низькотемпературного розтріскування тривають протягом багатьох років у всьому світі, але деякі важливі проблеми, що стосуються механізмів розтріскування, не були повністю визначені та вирішені і потребують подальших досліджень.

Вони описані нижче. Добова циклічність теплових напружень може впливати на низькотемпературне розтріскування, можливо, спричиняючи мікротріщини асфальтобетонного покриття на мінеральних зернах або ослаблення зв'язку асфальтобетон-заповнювач. Лабораторні дослідження, проведені з 1984 р., довели, що цикли теплового напруження можуть зменшити втомлюваність шару асфальтобетону при низьких температурах [19-25]. Однак в даний час не існує методу, який би врахував вплив циклів теплових напружень на інтенсивність низькотемпературного розтріскування.

### 5.2. ТЕПЛОВА МІЦНІСТЬ НА РОЗРИВ АСФАЛЬТОБЕТОННИХ СУМІШЕЙ

Межа міцності на розрив асфальтобетонного матеріалу у разі низькотемпературного розтріскування та відповідні методи випробувань ще не були точно визначені та встановлені. На практиці застосовуються два методи випробування на міцність асфальтобетонних сумішей при низькій температурі, а саме непряме випробування на розтяг ІТТ та пряме випробування на розтяг ДТТ. Умови обох випробувань (стан деформації та напруги) суттєво відрізняються від польових умов, коли шар асфальтобетону піддається напрузі при низьких температурах перед розтріскуванням. ДТТ більше схожий на польові умови, але використовується набагато рідше.

У польових умовах потенційна швидкість деформації розтягу дуже мала, з максимумом приблизно  $15 \times 10^{-6}$  / хв, що показано на Рис. 6с. При лабораторних випробуваннях зразків асфальтобетону швидкість застосовуваної деформації зазвичай більша в сотні або тисячі разів. Наприклад, якщо зразок довжиною 200 мм витягується зі швидкістю 1 мм / хв, індукована швидкість деформації становить  $5000 \cdot 10^{-6}$  / хв. Отже, результати порівняння розрахункових напружень на розтяг з лабораторно визначеною міцністю можуть бути досить сумнівними. Автору відомі лише два посилання, в яких у лабораторних випробуваннях на пряме розтягнення застосовували дуже повільну швидкість деформації, але все ж набагато більшу, ніж у польових умовах [22, 26].

### 5.3. ФІЗИЧНЕ ЗАТВЕРДІННЯ ШАРУ АСФАЛЬТОБЕТОНУ

Фізичне затвердіння спричиняє збільшення жорсткості асфальтобетонного в'язучого та

асфальтобетонної суміші, коли матеріал тривалий час витримується при постійно низькій температурі [27]. Лабораторні випробування автором [28] показали, що після 120 годин витримання зразків асфальтобетонної суміші при постійній температурі  $-20\text{ }^{\circ}\text{C}$  їх модуль жорсткості збільшився на 10% - 17% від початкового значення (залежно від типу та складу випробуваних суміш та бітуму). Таке збільшення жорсткості може вплинути на збільшення теплових напружень і прискорити розтріскування. Однак у реальних випадках шар асфальтобетону взимку піддається щоденним коливанням температур, в описаному випадку від  $-5\text{ }^{\circ}\text{C}$  до  $-18\text{ }^{\circ}\text{C}$  (рис. 5). Відомо, що фізичне затвердіння є оборотним, і коли температура зростає до  $-5\text{ }^{\circ}\text{C}$ , збільшення жорсткості може повністю або частково зникнути. Отже, досі невідомо, чи збільшення жорсткості внаслідок фізичного затвердіння є значним і в яких температурних умовах воно відбувається.

## 6. ВИСНОВКИ

Протягом першої зими після встановлення покриття в асфальтобетонному шарі основи з високомодульного асфальтобетону на новозбудованій автомагістралі утворилися численні поперечні тріщини. Вони були визначені як низькотемпературні тріщини. Можна було проаналізувати теплові напруження, спричинені під час розтріскування, оскільки були наявні дані про реологічні властивості матеріалу шару основи та записи температури.

1. Було встановлено, що новий в'язкопружний метод розрахунку теплового напруження в шарах асфальтобетону був корисним інструментом для аналізу напружень, що виникли у шарі асфальтобетону, протягом тривалого періоду часу та на будь-якій глибині шару.

2. На момент розтріскування температура поверхні асфальтобетону (вгорі,  $z = 0\text{ см}$ ) коливалась у добових циклах від  $-5\text{ }^{\circ}\text{C}$  до  $-18\text{ }^{\circ}\text{C}$ , максимальна швидкість охолодження становила  $-3\text{ }^{\circ}\text{C} / \text{год}$ , а максимальна швидкість нагрівання становила  $5,5\text{ }^{\circ}\text{C} / \text{год}$ .

3. Теплові напруження змінювались відповідно у щоденних циклах розтягу та стиску. Найвищі напруження при розтягу виникали, коли швидкість охолодження була максимальною і була менш пов'язаною з мінімальною добовою температурою. Цикли теплового напруження при низьких температурах нерегулярні, асиметричні, з переважним стисненням. Напруження на стиск були в два рази більшими, ніж напруження на розтяг. Щоденні цикли можуть збільшити інтенсивність низькотемпературного розтріскування.

4. Виміряна непряма міцність на розрив була набагато вищою, ніж розраховані теплові напруження на розтяг. Однак асфальтобетонний шар основи сильно тріснув. Це можна пояснити мінливістю властивостей шару асфальтобетону як його міцності, так і індукованих напружень. Шар асфальтобетону тріснув у найслабших місцях. Статистичний аналіз показав відносно значний рівень ймовірності розтріскування шару асфальтобетону, особливо на неоднорідних ділянках. Це відповідало оцінці польових тріщин.

5. Було зазначено, що деякі питання, пов'язані з низькотемпературним розтріскуванням, досі не вирішені і потребують подальших досліджень. До них належать такі: а) відсутність методу оцінки впливу щоденного циклічного теплового напруження на інтенсивність низькотемпературного розтріскування; б) не існує надійного методу для вимірювання міцності на розрив, пов'язаного з низькотемпературним розтріскуванням; і) не оцінювалося, чи спричиняє фізичне затвердіння збільшення жорсткості шарів асфальтобетону у разі звичайних щоденних коливань низької температури.

## ПОДЯКА

Стаття написана виключно професором Йозефом Юдицьким, який помер у лютому 2017 року. Це була його остання робота, в якій він оцінив новий в'язкопружний метод розрахунку теплового напруження, використовуючи матеріальні дані, отримані в результаті польових досліджень. Це була остання частина серії з трьох статей про в'язкопружний метод розрахунку теплового напруження, розробленого професором Юдицьким. Ця стаття була підготовлена до публікації його випускниками та колегами з Департаменту дорожнього господарства та транспорту Гданьського технологічного університету.

Автори перекладу - Бідненко Н., Волошина О.

JÓZEF JUDYCKI<sup>1)</sup>

## APPLICATION OF THE NEW VISCOELASTIC METHOD OF THERMAL STRESS CALCULATION TO THE ANALYSIS OF LOW-TEMPERATURE CRACKING OF ASPHALT LAYERS

### ZASTOSOWANIE NOWEJ METODY OBLICZANIA NAPRĘŻEŃ TERMICZNYCH OPARTEJ NA TEORII LEPKO-SPRĘŻYSTOŚCI DO ANALIZY SPĘKAŃ NISKOTEMPERATUROWYCH W WARSTWACH ASFALTOWYCH NAWIERZCHNI

**STRESZCZENIE.** W trakcie budowy nowej nawierzchni autostradowej warstwa podbudowy wykonana z betonu asfaltowego o wysokim module sztywności doznała znacznych spękań w pierwszej zimie po wbudowaniu. Nowa metoda obliczania naprężeń termicznych oparta na teorii lepko-sprężystości została wykorzystana w celu rozpoznania zmienności naprężeń termicznych i mechanizmu powstawania spękań niskotemperaturowych w warstwach asfaltowych. W artykule przedstawiono konstrukcję nawierzchni i materiały w niej zastosowane, ocenę intensywności spękań, badania terenowe i laboratoryjne, jak również opis nowej metody opartej na teorii lepko-sprężystości. Dokonano obliczeń naprężeń termicznych na powierzchni podbudowy z betonu asfaltowego o wysokim module sztywności oraz na głębokości 5 cm w okresie, w którym wystąpiły spękania poprzeczne. Wyliczone naprężenia niskotemperaturowe zestawiono z wytrzymałością materiału na rozciąganie. Wyznaczono prawdopodobieństwo wystąpienia spękań niskotemperaturowych. Wyniki potwierdziły, że nowa metoda obliczania naprężeń termicznych stanowi przydatne narzędzie do analizy spękań niskotemperaturowych. Opisano kilka stwierdzonych podczas analizy wątpliwości i nierozstrzygniętych jeszcze kwestii związanych z zagadnieniem spękań niskotemperaturowych.

**SŁOWA KLUCZOWE:** analiza naprężeń w warstwach asfaltowych, beton asfaltowy o wysokim module sztywności, prawdopodobieństwo spękań, spękania niskotemperaturowe warstw, teoria lepko-sprężystości.

**ABSTRACT.** High Modulus Asphalt Concrete base course of a motorway under construction cracked severely during the first winter after paving. The new viscoelastic method of thermal stress calculation was used to gain a better understanding of the mechanism of thermal stresses and development of low-temperature cracking in asphalt layers. This paper presents pavement structure and materials, thermal cracks intensity assessment, field and laboratory testing and the outline of the new viscoelastic method. Thermal stresses in the HMA base course were calculated at its surface and at the depth of 5 cm at the time when transverse cracking occurred. The calculated thermal stresses were compared with tensile strength of the material. Probability of low-temperature cracking was determined. The results presented in the paper confirmed that the new method of thermal stress calculation was a valuable tool for analysis of low-temperature cracking. Several uncertainties and unsolved issues related to low-temperature cracking, which were discovered during the analysis, were described.

DOI: 10.7409/rabdim.020.002

**KEYWORDS:** High Modulus Asphalt Concrete, low-temperature cracking of asphalt layers, probability of cracking of asphalt, theory of viscoelasticity, viscoelastic stress analysis in asphalt layers.

<sup>1)</sup> Politechnika Gdańska, Wydział Inżynierii Lądowej i Środowiska, Instytut Dróg i Mostów, Katedra Inżynierii Drogowej i Transportowej, ul. Narutowicza 11/12, 80-233 Gdańsk; artykuł wpłynął do redakcji 20.08.2019 r.

## 1. WSTĘP

Artykuł przedstawia studium przypadku pojawienia się zimą 2012 roku spękań niskotemperaturowych w podbudowie asfaltowej na odcinku autostrady A1 będącym wówczas w trakcie budowy. Zaprezentowano analizę spękań z zastosowaniem nowej metody obliczania naprężeń termicznych opartej na teorii lepko-sprężystości [1]. Problemy stwierdzono na odcinku autostrady A1 o długości 61 km znajdującym się między węzłami Czerniewice i Kowal w Polsce Centralnej. Podbudowa asfaltowa wykonana była z betonu asfaltowego o wysokim module sztywności AC-WMS z zastosowaniem twardego lepiszcza o penetracji 20/30. Układanie warstwy rozpoczęło się latem 2011 roku i trwało do grudnia tego roku, kiedy to nadeszło oziębienie. Gotową podbudowę asfaltową na około 40 km drogi pozostawiono na zimę bez przykrycia wyższymi warstwami asfaltowymi. Pod koniec stycznia 2012 nastąpiły mrozy z minimalną temperaturą powietrza około  $-20^{\circ}\text{C}$ , które potrwały przez około dwa tygodnie. W tym okresie na nowo ułożonych warstwach z AC-WMS pojawiła się znaczna liczba spękań poprzecznych. Nigdy dotąd nie doszło w Polsce do spękań poprzecznych nowo wbudowanych warstw asfaltowych na taką skalę. Jednak wcześniej podbudowy wykonywano z konwencjonalnego betonu asfaltowego AC z zastosowaniem bardziej miękkich lepiszczy. W czasie, w którym doszło do spękań, mróz był raczej typowy dla regionu, a temperatury powietrza nie osiągały szczególnie niskich wartości.

Badania przyczyn zaistniałego problemu dokonał zespół z Politechniki Gdańskiej. Był to bardzo dobrze udokumentowany w badaniach terenowych przypadek spękań niskotemperaturowych. Około dwa tygodnie po wystąpieniu spękań przeprowadzono szczegółowe badania, na które składała się ocena intensywności spękań oraz ocena wizualna jednorodności powierzchni warstwy. W podbudowie asfaltowej dokonano licznych odwiertów w celu określenia głębokości spękań i pozyskania próbek walcowych do badań laboratoryjnych. W miejscach spękanych oraz w ich sąsiedztwie wycięto płyty, z których następnie pozyskano próbki walcowe i prostopadłościennne. W laboratorium określono doświadczalnie właściwości fizyczne i mechaniczne próbek, w tym wytrzymałość na rozciąganie pośrednie (ITS) oraz moduł sztywności w rozciąganiu pośrednim (ITSM). Temperatury, którym warstwy asfaltowe były poddane w okresie powstawania spękań, zostały zarejestrowane przez trzy stacje meteorologiczne zlokalizowane w pobliżu budowanego odcinka autostrady A1. Raporty o przyczynach przedwczesnych spękań niskotemperaturowych oraz zalecanych metodach ich naprawy zostały opracowane w roku 2012 i później opublikowane przez Judyckiego i in. [2].

## 1. INTRODUCTION

The paper presents a case study of low-temperature cracking of asphalt base courses of the Polish A1 motorway under construction, which occurred in winter 2012. The use of the new viscoelastic method of thermal stress calculation for analysis of such low-temperature cracking is presented [1]. The section of A1 motorway in question was 61 km long and located between two junctions - Czerniewice and Kowal in the central part of Poland. The asphalt base course was made of High Modulus Asphalt Concrete (HMAC) with use of hard 20/30 pen. bitumen. The paving of the HMAC base course started in summer 2011 and lasted until December 2011, when cold weather came. About 40 km of asphalt base course were ready and left for winter with no cover of upper asphalt layers. At the end of January 2012 frost came and lasted for about two weeks with minimum air temperature about  $-20^{\circ}\text{C}$ . At this time severe transverse cracks occurred in the newly constructed HMAC layers. Such magnitude of transverse cracking had never occurred before in Poland in newly constructed asphalt layers. However, previously base courses were made with conventional Asphalt Concrete (AC) and with use of softer bitumens. At the time when cracking occurred the frost was not exceptionally high and was rather typical for this area.

Investigation of the problem was conducted by the team from the Gdańsk Technical University. It was a very well documented field case of low-temperature cracking. About two weeks after cracking the detailed investigation was carried out, which included crack intensity assessment and visual evaluation of homogeneity of asphalt base surface. Many cores were drilled from the base to identify the depth of cracks and to collect cylindrical specimens for testing in laboratory. Slabs were cut out from the base at cracks and in their vicinity and used for preparation of cylindrical and prismatic specimens for testing. In laboratory, volumetric and mechanical properties of field specimens were tested, including indirect tensile strength (ITS) and stiffness modulus (ITSM). The temperature data of asphalt layers at the time of cracking had been recorded at three weather stations located in proximity to the constructed motorway A1. The reports on the reasons of premature low-temperature cracking and methods of their repair were prepared in 2012 and later published by Judycki et al. [2].

The new viscoelastic method of thermal stress calculation at low temperatures was developed by the author four years after the cracks occurred on the A1 motorway, but

Nowa metoda obliczania niskotemperaturowych naprężeń termicznych oparta na teorii lepko-sprężystości została opracowana przez autora cztery lata po wystąpieniu spękań na autostradzie A1, a wszystkie niezbędne w metodzie dane dotyczące materiałów i temperatury były powszechnie dostępne [2]. Stanowiło to wyjątkową okazję do zastosowania nowej metody obliczeniowej do rzeczywistego i dobrze udokumentowanego przypadku wystąpienia spękań niskotemperaturowych warstw asfaltowych.

Spękania niskotemperaturowe stanowią częste i istotne uszkodzenia nawierzchni, mogące znacząco obniżyć jej równość i ograniczyć komfort jazdy. Spękania te umożliwiają wnikanie wody w głąb nawierzchni i przyspieszają jej niszczenie. Z tego względu spękania niskotemperaturowe od wielu lat stanowią przedmiot intensywnych badań [1, 3-14]. W analizach przyrostu naprężeń termicznych w warstwach asfaltowych większość dotychczasowych prac opisywała prostą monotoniczną zmianę temperatury, zakładając stałe tempo oziębiania. W niektórych przypadkach uwzględniano w obliczeniach dobowe wahania temperatury, modelując je w uproszczeniu jako regularne cykle sinusoidalne [14]. Dzięki możliwościom nowej metody opartej na teorii lepko-sprężystości [1] w niniejszym badaniu uwzględniono rzeczywiste zmiany temperatury, które zaszły w warstwie podbudowy asfaltowej podczas powstawania spękań, włączając wszelkie nieregularności i dobowe wahania. Dostępne były również dane o właściwościach lepko-sprężystych pomierzonych na próbkach pobranych z podbudowy asfaltowej. Pozwoliło to na uzyskanie rzeczywistego obrazu pracy podbudowy asfaltowej w czasie jej pęknięcia.

## 2. CEL I ZAKRES PRACY

Celem artykułu jest lepsze zrozumienie mechanizmu powstawania naprężeń termicznych i spękań niskotemperaturowych w warstwach asfaltowych dzięki zastosowaniu nowej metody obliczania naprężeń termicznych opartej na teorii lepko-sprężystości [1]. Artykuł przedstawia krótki opis konstrukcji nawierzchni i zastosowanych materiałów, ocenę intensywności spękań termicznych, opis badań terenowych i laboratoryjnych, zarys nowej metody opartej na teorii lepko-sprężystości oraz obliczone naprężenia termiczne w podbudowie z AC-WMS w okresie, w którym nastąpiło jej pęknięcie poprzeczne. Artykuł przedstawia również porównanie wyliczonych naprężeń termicznych z wytrzymałością materiału na rozciąganie, obliczenia prawdopodobieństwa wystąpienia spękań niskotemperaturowych z uwzględnieniem niejednorodności wbudowanej warstwy AC-WMS oraz omówienie wyników. Opiszano również kilka wątpliwości i nierozwiązanych jeszcze problemów związanych z zagadnieniem spękań niskotemperaturowych.

all data on materials and temperature required by the new method were still available [2]. It was an extraordinary opportunity to apply the new method of calculation of thermal stresses to a real well-documented case of low-temperature cracking of asphalt layers.

Low-temperature cracking is a frequent and serious mode of pavement distress, which can significantly increase roughness of the pavement and impair driving comfort. The cracks allow ingress of water and accelerate pavement deterioration. For this reason, low-temperature cracking has been a subject of intensive studies for many years [1, 3-14]. In terms of thermal stress development in asphalt layers, most of the previous studies dealt with simple monotonic impact of temperature, assuming a constant rate of cooling. In some cases the daily cycling of temperature was considered in calculations and modelled with simplification as a regular sinusoidal temperature variation [14]. In this study the real temperature change which occurred in asphalt base course at the time of its cracking was considered with all the temperature irregularities and daily variations, by taking advantage of the opportunities offered by the new viscoelastic method [1]. Viscoelastic properties of specimens cut from the asphalt base course were also available. These allow to obtain a realistic picture of asphalt base behaviour around the time of its cracking.

## 2. THE AIM AND SCOPE

The aim of this paper is the use of the new viscoelastic method of thermal stress calculation [1] to gain a better understanding of the mechanism of thermal stresses and cracking development in asphalt layers. This paper presents a brief description of pavement structure and materials, thermal cracks intensity assessment, field and laboratory testing, the outline of the new viscoelastic method, calculated thermal stresses in the HMA base course at the time when transverse cracking occurred. The paper also presents a comparison of the calculated thermal stresses with tensile strength of the material, calculation of probability of low-temperature cracking taking into account inhomogeneity of the constructed HMA base course and discussion of results. Several uncertainties and still unsolved issues related to low-temperature cracking, which were discovered during the analysis, were described as well.

### 3. KONSTRUKCJA NAWIERZCHNI I MATERIAŁY

#### 3.1. BADANIA TERENOWE

Warstwy nawierzchni zestawiono w Tabl. 1. Najważniejsze właściwości AC-WMS, wyspecyfikowane dla budowy A1 zgodnie z polskimi Wymaganiami Technicznymi WT-2 [15], zostały przedstawione w Tabl. 2. Zawartość lepiszcza o penetracji 20/30 wynosiła 5,2%. Mieszanka mineralna składała się z łamanych kruszyw melafirowych i wapiennych, piasku kwarcytowego i wypełniacza wapiennego. Maksymalny wymiar ziaren wynosił 16 mm.

Table 1. Pavement structure on the section of A1 motorway Czerniewice-Kowal and stage of construction at time of cracking

Tablica 1. Konstrukcja nawierzchni odcinka Czerniewice-Kowal autostrady A1 i etap konstrukcji w czasie występowania spękań

Layer Warstwa	Material Materiał	Thickness Grubość [cm]	Stage of construction Stopień realizacji
Wearing Course Warstwa ścieralna	SMA 0/11 mm with polymer modified bitumen (PmB 45/80-55) SMA o uziarnieniu 0/11 mm z asfaltem modyfikowanym (PmB 45/80-55)	4	Not constructed Niewbudowana
Binder Course Warstwa wiążąca	High Modulus Asphalt Concrete (HMAC) 0/16 mm with polymer modified bitumen (PmB 25/55-60) Beton asfaltowy o wysokim module sztywności (AC-WMS) 0/16 mm z asfaltem modyfikowanym (PmB 25/55-60)	10	Not constructed Niewbudowana
Asphalt Base Course Podbudowa asfaltowa	High Modulus Asphalt Concrete (HMAC) 0/16 mm with neat 20/30 Pen. bitumen, placed in two lifts, each 7 cm thick Beton asfaltowy o wysokim module sztywności (AC-WMS) 0/16 mm z asfaltem zwykłym 20/30, układany w dwóch warstwach technologicznych po 7 cm	14	Partly ready on 40.3 km Częściowo wykonana na 40,3 km
Granular Base Course Podbudowa z kruszywa	0/31.5 mm crushed unbound aggregate Kruszywo łamane o uziarnieniu 0/31.5 mm	15	Partly ready Częściowo wykonana
Sub-base Podbudowa pomocnicza	Cement-treated local material, 28-day strength 2.5 MPa Grunt stabilizowany cementem, wytrzymałość po 28 dniach 2.5 MPa	15	Ready Wykonana
Drainage layer Warstwa odsączająca	Natural aggregate Kruszywo naturalne	15	Ready Wykonana

W ramach badań terenowych dokonano wizualnej oceny podbudowy, inwentaryzacji spękań poprzecznych, jak również pobrania odwiertów i prostokątnych płyt z podbudowy z AC-WMS. Ocena wizualna odbyła się około 10-15 dni po powstaniu spękań, a poddano jej całą długość 40,3 km ułożonej podbudowy, podzieloną na 49 odrębnych sekcji. Biorąc pod uwagę wizualną jednorodność powierzchni podbudowy, zespoły badawcze klasyfikowały sekcje do trzech grup: o dobrej, średniej lub niskiej jednorodności. Powierzchnie sekcji z najniższej grupy były niejednorodne, o zmiennej fakturze, z oznakami segregacji mieszanki i przestojów rozkładarki. Późniejsze badania pokazały, że wska-

### 3. PAVEMENT STRUCTURE AND MATERIALS

#### 3.1. FIELD INVESTIGATIONS

The layers of pavement structure are described in Table 1. The primary HMAC properties specified for the A1 project according to the Polish Technical Guidelines WT-2 [15] are given in Table 2. The content of 20/30 penetration bitumen was 5.2%. The aggregate comprised of melaphyre and limestone crushed material, quartzite sand and limestone filler. The maximum aggregate size was 16 mm.

Field investigations encompassed visual evaluation of the base course, transverse cracks assessment, sampling bore-holes and rectangular slabs from the HMAC base course. Visual inspection was carried out about 10-15 days after the cracks developed. The entire length of 40.3 km of ready base course, divided into 49 separate sections, was evaluated. Taking into account the homogeneity of visual appearance of the base course, the sections were rated by the observation teams as good, average and poor. The surfaces of poor sections were inhomogeneous, with varying texture, signs of mix segregation and paver stoppages. Later testing revealed that degree of compaction and voids

źnik zagęszczenia i zawartość wolnych przestrzeni na sekcjach o niskiej jednorodności były bardziej zmienne niż na sekcjach o dobrej jednorodności. Spękania ograniczały się do spękań poprzecznych; nie stwierdzono spękań podłużnych czy nieregularnych. Po oględzinach i wykonaniu odwiertów zidentyfikowano następujące typy spękań poprzecznych: a) spękania na odcinkach pomiędzy szczelinami technologicznymi (Rys. 1a) oraz b) spękania pokrywające się z połączeniami technologicznymi w podbudowie asfaltowej (Rys. 1b). Spoiny technologiczne powstawały na końcach dziennych działek roboczych przy układaniu warstwy. Na podstawie badań terenowych odrzucono hipotezę, że spękania mogłyby stanowić spękania odbite z podbudowy pomocniczej lekko stabilizowanej cementem. Spękania poprzeczne zlokalizowane poza połączeniami technologicznymi były typowymi spękaniem niskotemperaturowymi. Były one stosunkowo nieregularne i wąskie (Rys. 1a). Szczeliny technologiczne stanowiły najsłabsze miejsca w podbudowie i w wyniku rozciągania podczas oziębiania pękły w pierwszej kolejności, tworząc bardzo regularne, proste i szerokie spękania (Rys. 1b).

content on poor sections were more variable than on good sections. Cracking was limited to transverse cracks only and neither longitudinal nor multidirectional cracks were found. The following types of transverse cracks were identified, after visual inspection and coring: a) cracks in areas between transverse technological joints (Fig. 1a) and, b) cracks coinciding in location with the transverse technological joints of the asphalt base (Fig. 1b). The technological joints were formed at the end of daily paving sections. Based on field investigations, the hypothesis that the cracks could have been reflected from the lightly cement-treated sub-base was rejected. Transverse cracks located between technological joints were typical low-temperature cracks. The cracks between joints were rather irregular and narrow (Fig. 1a). Technological joints were the weakest places in the base course and cracked faster due to tension during cooling, forming very regular, straight and wide cracks (Fig. 1b).

Table 2. HMAC properties for A1 motorway section Czerniewice-Kowal

Tablica 2. Właściwości mieszanki AC-WMS dla odcinka Czerniewice-Kowal autostrady A1

Properties Cecha	Test methods (European Standards) Metoda badania (wg europejskich norm)	Requirements Wymagania
Voids content, in a compacted layer [%] Wolna przestrzeń w warstwie	EN 12697-8, p. 4	$V_{\min} 2.0$ $V_{\max} 5.0$
Degree of compaction Wskaźnik zagęszczenia	EN 12697-6	$\geq 98\%$
Resistance to action of water, residual indirect tensile strength Odporność na działanie wody, wskaźnik pozostałej wytrzymałości po nasączeniu	EN 12697-12, conditioning at 40°C, 1 freezing cycle, $T = 15^{\circ}\text{C}$ EN 12697-12, przechowywanie w 40°C, 1 cykl zamrażania, $T = 15^{\circ}\text{C}$	$ITSR_{80}$
Resistance to permanent deformations Odporność na deformacje trwałe	EN 12697-22, method B (small size device) in air, 60°C EN 12697-22, metoda B (mały koleinomierz) powietrze, 60°C	$WTS_{AIR} 0.10$ $PRD_{AIR} 3.0$
Stiffness modulus, minimum at 10°C [MPa] Moduł sztywności, minimum w 10°C	EN 12697-26, 4PB-PR, $T = 10^{\circ}\text{C}$ , $f = 10\text{ Hz}$	$S_{\min} 14\ 000$
Fatigue resistance, minimum strain at $10^6$ cycles Odporność na zmęczenie, minimalne odkształcenie po $10^6$ cykli	EN 12697-26, 4PB-PR, $T = 10^{\circ}\text{C}$ , $f = 10\text{ Hz}$	$\epsilon_6 130$

Niektóre odwierty jednoznacznie wskazywały, że spękania poprzeczne propagowały w kierunku od powierzchni warstwy w dół (Rys. 2). Spękania kończyły się na pewnej głębokości w obrębie warstwy lub – zwłaszcza przy niepełnej szczepności międzywarstwowej – na granicy między dwiema warstwami technologicznymi, w których układana była podbudowa. Niektóre pęknięcia sięgały w głąb na pełną grubość podbudowy. Tabl. 3 przedstawia liczbę niskotempera-

Some cores clearly showed that transverse cracks started from the top of the layer and propagated downwards (Fig. 2). The cracks ended either at a certain point within the layer or at the de-bonding boundary of two asphalt lifts in which the base was paved. Some cracks went through the total thickness of the base course. Table 3 presents the number of low-temperature transverse cracks. Fig. 3 presents cumulative distribution of transverse cracks.

turowych spękań poprzecznych, zaś Rys. 3 skumulowany rozkład spękań poprzecznych.

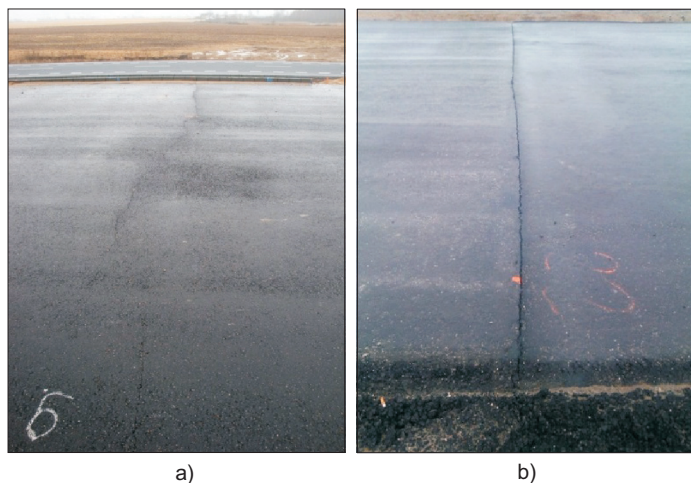


Fig. 1. Transverse low-temperature cracks: a) narrow irregular cracks between technological joints, b) straight wide cracks at technological joints

Rys. 1. Poprzeczne spękania niskotemperaturowe: a) wąskie, nieregularne spękania pomiędzy szczelinami technologicznymi b) proste, szerokie spękania w połączeniach technologicznych

Table 3. Transverse cracks in the HMAC base on the section of A1 motorway

Tablica 3. Spękania poprzeczne podbudowy AC-WMS na badanym odcinku autostrady A1

Surface visual homogeneity Wizualna ocena jednorodności	Length Długość [km]	Number of cracks Liczba spękań			Average Cracking Index [cracks/1 km] Uśredniony indeks spękań [spękania/na 1 km]		
		At joints Na spoinach	Between joints Poza spoinami	Total Łącznie	At joints Na spoinach	Between joints Poza spoinami	Total Łącznie
Good / Dobra	8.42	8	19	27	1,0	2.3	3.2
Average / Średnia	21.34	35	51	86	1.6	2.4	4.0
Poor / Niska	10.57	16	83	99	1.5	7.9	9.4
Total / Łącznie	40.33	59	153	212	1.5	3.8	5.3

Maksymalny indeks spękań, uwzględniający wszystkie pęknięcia na najmocniej spękanej sekcji, wyniósł 31 spękań na kilometr (Rys. 3a). Więcej spękań poprzecznych występowało poza spoinami technologicznymi niż na nich (Rys. 3b), co można wytłumaczyć faktem, iż połączenia technologiczne nie były częste i powstawały na końcach dziennych działek roboczych podczas układania warstwy. Średni indeks spękań liczony dla samych spękań na szwach technologicznych nie miał związku z wizualnym stanem jednorodności powierzchni podbudowy, lecz raczej z jakością wykonania połączeń

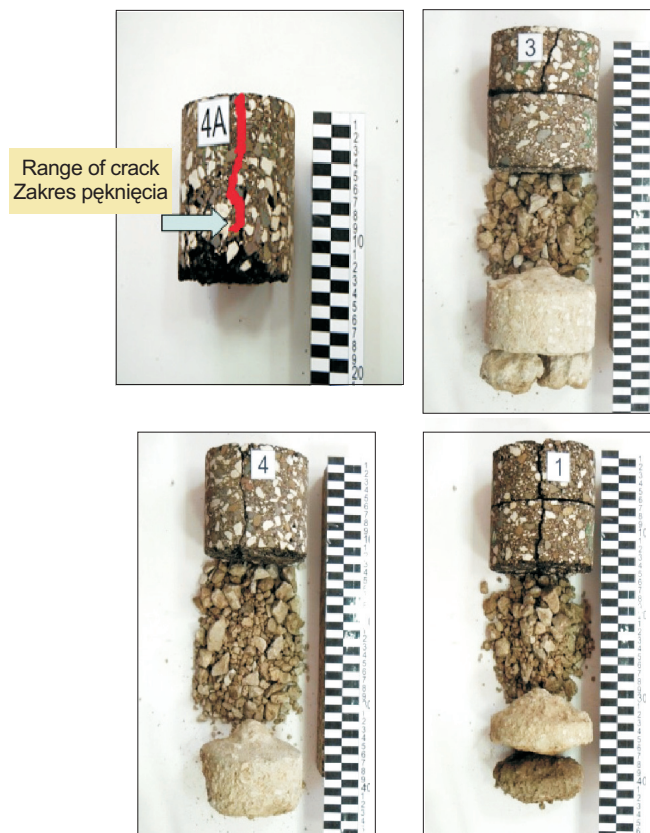


Fig. 2. Photos of cores from the cracks at the base between technological joints

Rys. 2. Zdjęcia odwiertów pobranych w miejscach spękań podbudowy pomiędzy połączeniami technologicznymi

The maximum cracking index of all cracks on the most cracked section was 31 cracks/1 km (Fig. 3a). More transverse cracks occurred between joints than at technological joints (Fig. 3b), which can be explained by the fact that technological joints were not very frequent and were located at the end of daily construction sections. Average cracking index for the cracks at technological joints was not related to visual homogeneity of the surface of the base course, but rather to the quality of joint formation (Fig. 3d). Inhomogeneity of asphalt layer surface strongly

technologicznych (Rys. 3d). Na odcinkach pomiędzy spoinami technologicznymi niejednorodność powierzchni warstwy asfaltowej miała natomiast znaczny wpływ na liczbę spękań poprzecznych, które, stanowiąc typowe spękania niskotemperaturowe, występowały znacznie częściej na sekcjach o niskiej jednorodności niż na sekcjach o dobrej i średniej jednorodności (Rys. 3c i 3d). Na sekcjach o jednorodności ocenionej jako dobra i średnia indeksy spękań były niemal identyczne. Późniejsze badania pokazały, że wartości wytrzymałości na rozciąganie na sekcjach o niskiej jednorodności były niższe i bardziej zmienne.

affected the number of transverse cracks between joints. Cracks between joints, which were typical low-temperature cracks, were much more frequent on poor sections than on good and average sections (Fig. 3c and Fig. 3d). On sections evaluated as good and average the cracking index was almost the same. Later tests showed that values of tensile strength on poor sections were lower and more variable.

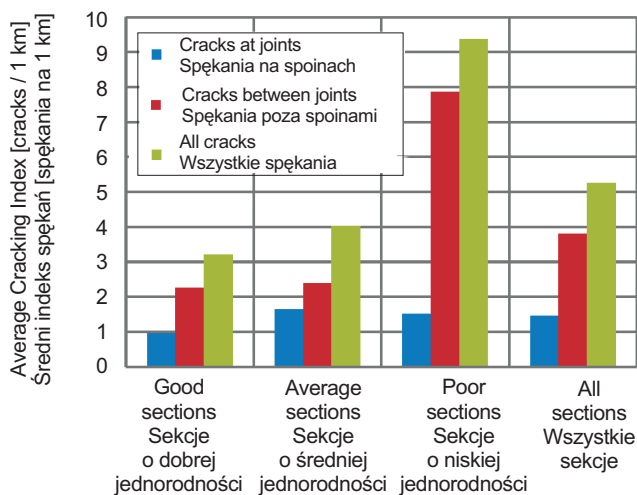
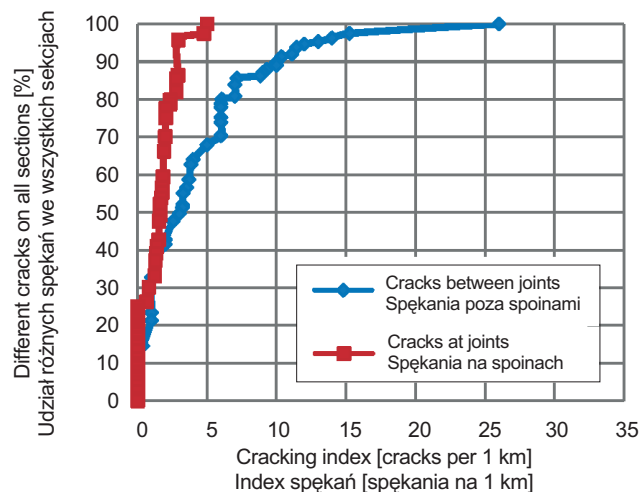
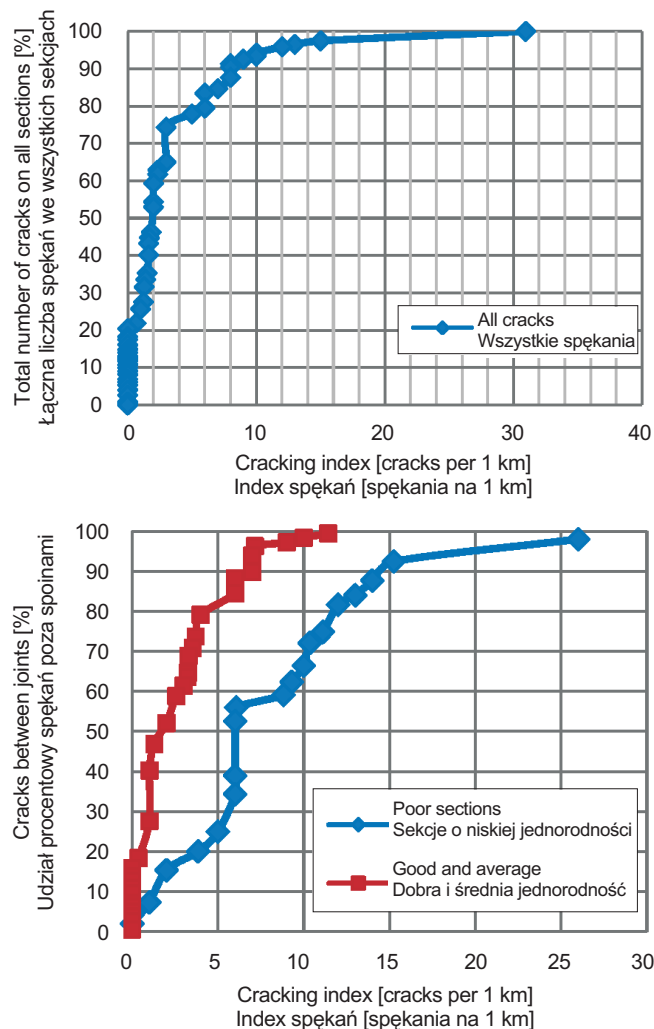


Fig. 3. Cumulative distribution of transverse cracks and cracking index on good, average and poor sections

Rys. 3. Skumulowany rozkład spękań poprzecznych oraz indeksy spękań na sekcjach o dobrej, średniej i niskiej jednorodności

### 3.2. BADANIA LABORATORYJNE

Z podbudowy pobrano odwierty i płyty w celu przygotowania próbek laboratoryjnych. Badania obejmowały określenie

### 3.2. LABORATORY TESTS

Cores and slabs were cut from the base course for preparation of laboratory specimens. Tests included several

kilku cech fizycznych i mechanicznych mieszanki. Z punktu widzenia niniejszego artykułu najistotniejsze były badania wytrzymałości na rozciąganie pośrednie oraz modułu sztywności w rozciąganiu pośrednim, przeprowadzone zgodnie z normami EN 12697-26 i EN 12697-23. Badania ITSM oraz ITS przeprowadzono na próbkach walcowych pochodzących z odwiertów pobranych na 12 różnych sekcjach (Tabl. 4). Chociaż badanie właściwości reologicznych materiału pobranego z podbudowy nie było planowane w czasie badań terenowych w 2012 roku, przechowano cztery niewykorzystane w pierwotnych badaniach płyty wycięte z podbudowy AC-WMS i zdecydowano później, iż zostaną one użyte do badań parametrów reologicznych w niskich temperaturach. Z każdej z 4 płyt wycięto 6 prostokątnych belek o wymiarach  $50 \times 50 \times 300$  mm – łącznie uzyskano 24 belki. Parametry modelu reologicznego Burgersa wyznaczono w badaniu zginania trzypunktowego pod stałym obciążeniem, zgodnie z pozanormatywną metodologią opracowaną na Politechnice Gdańskiej przez Judyckiego [16] i zmodyfikowaną przez Pszczołę i Judyckiego [6]. Krzywe odkształcenia pod stałym obciążeniem i po odciążeniu, wyznaczone w temperaturach  $0^{\circ}\text{C}$ ,  $-10^{\circ}\text{C}$  oraz  $-20^{\circ}\text{C}$ , pozwoliły na określenie parametrów reologicznych materiału podbudowy AC-WMS. Wyniki przedstawiono w Tabl. 5.

physical and mechanical properties of the mix. The most relevant for the purpose of this paper were tests of indirect tensile strength and indirect tensile stiffness modulus performed according to European Standards EN 12697-26 and EN 12697-23. The ITSM and ITS tests were conducted on cylindrical specimens cored out from 12 different sections (Table 4). The test of rheological properties of HMAC base material was not planned at the time of investigations in 2012. However, four slabs cut out from the HMAC base course were left after testing and it was decided later to test them for rheological properties at low temperatures. Rectangular beams of  $50 \times 50 \times 300$  mm were cut out from 4 slabs, 6 beams from each slab, altogether 24 beams. The test to determine the parameters of the Burgers rheological model was three point bending under constant load, according to non-standardized method developed at the Gdańsk University of Technology by Judycki [16], and modified by Pszczoła and Judycki [6]. The creep and recovery curves tested at the temperatures of  $0^{\circ}\text{C}$ ,  $-10^{\circ}\text{C}$  and  $-20^{\circ}\text{C}$  enabled determination of the rheological parameters of HMAC base course material. The results are given in Table 5.

Table 4. Indirect Tensile Stiffness Modulus *ITSM* and Indirect Tensile Strength *ITS* of field specimens of HMAC base course tested acc. to EN 12697-26 and EN 12697-23

Tablica 4. Moduł sztywności w pośrednim rozciąganiu *ITSM* oraz wytrzymałość na pośrednie rozciąganie *ITS* dla próbek terenowych warstwy podbudowy AC-WMS zbadanych wg EN 12697-26 i EN 12697-23

Section homogeneity class Klasyfikacja jednorodności sekcji	Temperature Temperatura [ $^{\circ}\text{C}$ ]	No. of tested specimens at each temperature Liczba próbek zbadanych w każdej temperaturze	Indirect Tensile Stiffness Modulus Moduł sztywności przy pośrednim rozciąganiu			Indirect Tensile Strength Wytrzymałość na rozciąganie pośrednie		
			Average Wartość średnia [MPa]	<i>SD</i> Odchylenie standardowe [MPa]	<i>COV</i> Współczynnik zmienności [%]	Average Wartość średnia [MPa]	<i>SD</i> Odchylenie standardowe [MPa]	<i>COV</i> Współczynnik zmienności [%]
Good and average Dobra i średnia	0	21	16 142	630	3.90	4.13	0.36	8.63
	-10	21	19 054	473	2.48	4.64	0.28	6.10
	-20	21	24 102	986	4.09	4.97	0.52	10.38
	-30	21	22 996	550	2.39	4.29	0.37	8.66
Poor Słaba	0	42	15 108	1 308	8.66	3.67	0.45	12.30
	-10	42	16 254	1 512	9.30	3.67	0.53	14.35
	-20	42	20 788	2 640	12.70	4.19	0.95	22.71
	-30	42	20 866	2 212	10.60	3.61	0.72	19.82

Table 5. Burger's rheological model parameters of field specimens of HMAc base course, Poisson's ratio  $\nu$  and coefficient of thermal expansion  $\alpha_T$ 

Tablica 5. Parametry reologiczne modelu Burgersa dla próbek terenowych warstwy podbudowy AC-WMS, współczynniki Poissona  $\nu$  oraz współczynniki rozszerzalności termicznej  $\alpha_T$

Temp. [°C]	No. of tested specimens Liczba zbadanych próbek	Elastic Moduli Moduły sprężystości				Coefficients of Viscosity Współczynniki lepkości				$\nu$ [-]	$\alpha_T$ [1/°C]
		$E_1$		$E_2$		$\eta_1$		$\eta_2$			
		Average Wartość średnia [MPa]	COV Współczynnik zmienności [%]	Average Wartość średnia [MPa]	COV Współczynnik zmienności [%]	Average Wartość średnia [MPa]	COV Współczynnik zmienności [%]	Average Wartość średnia [MPa]	COV Współczynnik zmienności [%]		
0	8	13 259	19	3 346	34	2.525E+07	36	6.680E+05	32	0.40	2.83E-05
-10	8	17 040	17	4 576	19	8.650E+07	38	9.695E+05	15	0.34	2.83E-05
-20	8	20 677	23	3 962	24	4.626E+08	65	1.060E+06	36	0.30	2.83E-05

## 4. ANALIZA DANYCH

### 4.1. ZARYS NOWEJ METODY OBLICZANIA NAPRĘŻEŃ TERMICZNYCH OPARTEJ NA TEORII LEPKOSPĘŻYSTOŚCI

Nowa metoda oparta na teorii lepko-sprężystości została opracowana przez autora niniejszego artykułu i została opisana szczegółowo w [1]. Metoda oparta jest na założeniu, że warstwa asfaltowa jest wykonana z materiału liniowo lepko-sprężystego, który w przypadku danej stałej temperatury może być opisany matematycznie za pomocą modelu Burgersa. Wszystkie parametry reologiczne warstwy asfaltowej są w istotnym stopniu zależne od temperatury. Na potrzeby obliczeń wykonywanych zgodnie z opisaną metodą przyjmuje się, że w bardzo małym przedziale temperatury parametry reologiczne warstwy asfaltowej pozostają stałe. Założono, że takim małym przedziałem jest  $\Delta T = 0,1^\circ\text{C}$ , a zatem, jeśli temperatura warstwy asfaltowej ulega zmianie, to parametry reologiczne zmieniają się skokowo – kolejnymi skokami odpowiadającymi kolejnym przedziałom  $\Delta T = 0,1^\circ\text{C}$ . W nowej metodzie współczynniki Poissona  $\nu$  i rozszerzalności liniowej  $\alpha_T$  mogą być przyjęte albo jako stałe, albo jako zależne od temperatury. Założono, że warstwa asfaltowa jest nieskończona w płaszczyźnie  $(x, y)$  i ma ograniczoną stałą grubość. Warstwa asfaltowa nie może kurczyć się ani wydłużać w kierunkach  $x$  i  $y$ , nie może również pęknąć przy zmianach temperatury. Stąd w warstwie pojawiają się naprężenia termiczne  $\Delta x = \Delta y$  w płaszczyźnie  $(x, y)$ . Nowa metoda uwzględnia kilka schematów oddziaływania zmian temperatury, od prostego liniowego ogrzewania lub oziębiania, po liczne i nieregularne wahania (dowolna zmiana). W badaniu tym zastosowano najbardziej skomplikowane rozwiązanie, pozwalające na modelowanie rzeczywistych

## 4. DATA ANALYSIS

### 4.1. OUTLINE OF THE NEW VISCOELASTIC METHOD OF THERMAL STRESS CALCULATIONS

The new viscoelastic method was developed by the author and is described in detail in [1]. The method is based on the assumption that an asphalt layer is made of a linear viscoelastic material whose response at a constant temperature can be described mathematically by the Burgers model. All rheological parameters of an asphalt layer vary strongly with temperature. Calculations according to this method are based on the assumption that within a very small interval of temperature the rheological parameters of an asphalt layer are constant. Such small interval of temperature was assumed to be  $\Delta T = 0.1^\circ\text{C}$ . It was assumed further, that if the temperature of an asphalt layer changes, the rheological parameters of the layer change in steps corresponding to  $\Delta T = 0.1^\circ\text{C}$ . In the method, the Poisson's ratio  $\nu$  and coefficient of thermal expansion  $\alpha_T$  can be either constant or related to temperature. It was assumed that the asphalt layer has infinite dimensions in plane  $(x, y)$  and constant thickness. The asphalt layer cannot shrink or extend in  $(x, y)$  direction and cannot warp when temperature changes. As a result, thermal stresses  $\Delta x = \Delta y$  are induced in the layer in the plane  $(x, y)$ . Several schemes of temperature impact are considered in the new method, ranging from a simple linear change (warming or cooling) to multiple complex and irregular fluctuations (free change). In this research the most complex solution was applied, which enables modelling of real winter temperature changes over long periods of time. A computer programme was developed for calculation of

zmian temperatury w długich okresach czasu. Wraz z nową metodą opracowano oprogramowanie do obliczeń naprężeń termicznych. Metoda pozwala na wyliczenie naprężeń termicznych w warstwach asfaltowych na dowolnej głębokości i dla dowolnie długiego okresu, na przykład kilku tygodni, o ile dostępne są dane temperaturowe dla wybranej głębokości. Nowa metoda oparta na teorii lepko-sprężystości została pozytywnie zweryfikowana przy pomocy badania TSRST (ang. *Thermal Stress Restrained Specimen Test*) [17].

#### 4.2. DANE TEMPERATUROWE UŻYTE DO OBLICZEŃ NAPRĘŻEŃ TERMICZNYCH

Dane temperaturowe z okresu, w którym wystąpiły rozpatrywane spękania niskotemperaturowe, były dostępne dzięki zapisom trzech stacji meteorologicznych zlokalizowanych na drogach asfaltowych w pobliżu nowo budowanego odcinka autostrady A1. Stacje co 10 minut rejestrowały temperaturę 2 m nad poziomem gruntu, na powierzchni drogi ( $z = 0$  cm) oraz na głębokościach  $z = 5$  cm i  $z = 30$  cm w nawierzchni. Dane temperaturowe z trzech stacji były bardzo zbliżone. Na potrzeby niniejszej analizy przyjęto dane ze stacji meteorologicznej Probostwo, zlokalizowanej na DK 91, około 2 km na wschód od autostrady A1. Najniższa temperatura, zarejestrowana 3 lutego 2012 roku, wyniosła:  $-21,1^{\circ}\text{C}$  w powietrzu,  $-18,3^{\circ}\text{C}$  na powierzchni drogi ( $z = 0$  cm) oraz  $-16,0^{\circ}\text{C}$  na głębokości  $z = 5$  cm. Dane temperaturowe przedstawione zostały poniżej wraz z wyliczonymi naprężeniami termicznymi.

#### 4.3. WŁAŚCIWOŚCI MECHANICZNE I TERMICZNE PODBUDOWY Z AC-WMS ZASTOSOWANE W OBLICZENIACH

W przypadku podbudowy z AC-WMS do obliczeń naprężeń termicznych przyjęto parametry modelu Burgersa zestawione w Tabl. 5. Pomiędzy wartościami temperatury, w których badano próbki terenowe ( $0^{\circ}\text{C}$ ,  $-10^{\circ}\text{C}$  i  $-20^{\circ}\text{C}$ ), parametry reologiczne były interpolowane z zastosowaniem skali półlogarytmicznej. Współczynnik rozszerzalności termicznej  $\alpha_T$  podbudowy z AC-WMS (Tabl. 5) został obliczony przy założeniu, że jest on liniowo proporcjonalny do zawartości poszczególnych składników w objętości mieszanki – lepiszcza (13,00% objętości), kruszywa (83,25% objętości) i wolnej przestrzeni (3,75% objętości), oraz ich współczynników rozszerzalności termicznej. Założono, że współczynnik rozszerzalności termicznej lepiszcza wynosi  $1,72 \times 10^{-4} 1/^{\circ}\text{C}$ , a średni współczynnik kruszywa (mieszanki melafiru, wapnia i kwarcytu) to  $7,10 \times 10^{-6} 1/^{\circ}\text{C}$ . Wyliczony współczynnik rozszerzalności  $\alpha_T$  wyniósł  $2,83 \times 10^{-6} 1/^{\circ}\text{C}$ . Przyjęto, że jest to wartość stała, niezależna od temperatury.

thermal stresses according to the method. The method enables calculation of thermal stresses in asphalt layers at any depth for any period of time, for instance for several weeks, if temperature data at a given depth is available. The new viscoelastic method was positively verified with the use of the Thermal Stress Restrained Specimen Test [17].

#### 4.2. TEMPERATURE DATA USED IN CALCULATIONS OF THERMAL STRESSES

Temperature data at the time when low-temperature cracks occurred was available from 3 weather stations located on asphalt roads in the vicinity of the section of the A1 motorway under construction. The stations recorded temperature 2 m above the ground, at the pavement surface ( $z = 0$  cm) and at depths of  $z = 5$  cm and  $z = 30$  cm, every 10 minutes. The temperature data from 3 stations were very similar. For this analysis the data from the Probostwo station was taken into consideration. The Probostwo station was located on the road No. 91 about 2 km to the east from the motorway A1. The lowest temperature was recorded on 03/02/2012. It was  $-21.1^{\circ}\text{C}$  in the air,  $-18.3^{\circ}\text{C}$  at the pavement surface ( $z = 0$  cm) and  $-16.0^{\circ}\text{C}$  at the depth  $z = 5$  cm. Temperature data is presented further, together with calculated thermal stresses.

#### 4.3. MECHANICAL AND THERMAL PROPERTIES OF THE HMAC BASE COURSE USED IN CALCULATIONS

For calculations of thermal stresses the Burgers rheological parameters of the HMAC base course shown in Table 5 were used. Between temperature mark points ( $0^{\circ}\text{C}$ ,  $-10^{\circ}\text{C}$  and  $-20^{\circ}\text{C}$ ) the rheological parameters were interpolated with the use of semi-logarithmic scale. The coefficient of thermal expansion of the HMAC base course  $\alpha_T$  (Table 5) was calculated assuming that it is linearly proportional to the volumetric content of the mix components-binder (13.00% vol.), aggregate (83.25% vol.) and voids (3.75% vol.), and to the coefficients of thermal expansion of these components. It was assumed that the coefficient of thermal expansion of asphalt binder is  $1.72 \times 10^{-4} 1/^{\circ}\text{C}$ , and the average coefficient of mineral aggregate (mixture of melaphyre, limestone and quartzite) is  $7.10 \times 10^{-6} 1/^{\circ}\text{C}$ . The calculated coefficient of thermal expansion  $\alpha_T$  was  $2.83 \times 10^{-6} 1/^{\circ}\text{C}$  and was assumed constant, independent of temperature.

Współczynnik Poissona został wyliczony ze wzoru podanego w [18] dla poziomu dokładności danych wejściowych 2B, na podstawie wyników badań parametrów reologicznych materiału podbudowy AC-WMS 20/30. Wyliczony współczynnik Poissona jest w znacznym stopniu zależny od czasu obciążenia oraz temperatury (Rys. 4). Na potrzeby obliczeń naprężeń termicznych, którym warstwy asfaltowe poddane są długotrwale, założono czas obciążenia  $t = 3600$  s. Wartości  $\nu$  i  $\alpha_T$  zastosowane w obliczeniach przedstawiono w Tabl. 5.

The Poisson's ratio was calculated from the formula given in the [18] for input level 2B, on the basis of tested rheological properties of HMAC 20/30 base course material. The calculated Poisson's ratio is strongly dependent on time of loading and temperature (Fig. 4). For calculation of thermal stresses in asphalt layers, which last for a long time, the time of loading equal to  $t = 3,600$  s was assumed. The values of  $\nu$  and  $\alpha_T$  used in calculations are shown in Table 5.

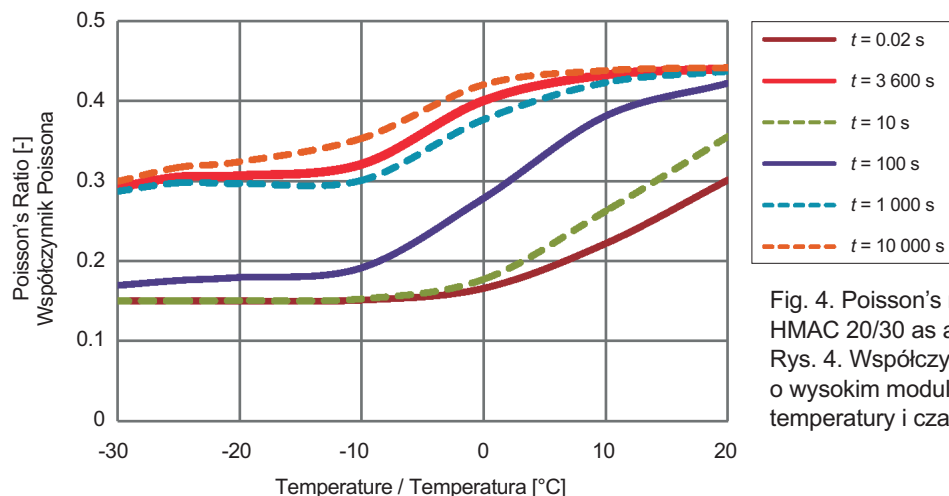


Fig. 4. Poisson's ratio for High Modulus Asphalt Concrete HMAC 20/30 as a function of temperature and time of loading  
Rys. 4. Współczynnik Poissona dla betonu asfaltowego o wysokim module sztywności AC-WMS 20/30 w funkcji temperatury i czasu obciążenia

#### 4.4. NAPRĘŻENIA TERMICZNE OBLICZONE DLA POWIERZCHNI WARSTWY ASFALTOWEJ ( $z = 0$ cm)

Należy podkreślić, że wyliczonych wartości naprężeń termicznych można użyć wyłącznie do analizy tych spękań poprzecznych, które wystąpiły pomiędzy spoinami technologicznymi – a więc „czystych” spękań niskotemperaturowych. Nie jest celowe ich użycie w analizie spękań, które wystąpiły na połączeniach technologicznych utworzonych na końcach dziennych działek roboczych. Mechanizm spękań poprzecznych na połączeniach technologicznych jest odmienny, jako że połączenia te stanowią najsłabsze przekroje podbudowy i powinny być traktowane jako forma nieciągłości w warstwie.

Naprężenia termiczne obliczono dla wybranego 19-dniowego okresu od 26 stycznia do 13 lutego 2012 roku – czasu, w którym doszło do spękania podbudowy z AC-WMS. Rys. 5 przedstawia dane temperaturowe zestawione z wyliczonymi naprężeniami na powierzchni warstwy asfaltowej ( $z = 0$  cm). Przyjęta konwencja znaków to „plus” dla naprężeń rozciągających i „minus” dla naprężeń ściskających. Na Rys. 5 ponumerowano doby od nr 1 (26 stycznia 2012 r.) do nr 19 (13 lutego 2012 r.). Najzimniejszy okres stanowiło 5 dób, od

#### 4.4. CALCULATED THERMAL STRESSES AT THE SURFACE OF THE ASPHALT LAYER ( $z = 0$ cm)

It should be emphasized that the calculated thermal stresses can be used for analysis of the transverse cracks which occurred between technological joints, where “pure” low-temperature cracking occurred. They cannot be used for transverse cracks which occurred at technological joints formed at the end of working day. The mechanism of cracking occurring at technological joints is different, as these joints are the weakest points in a layer and can be treated as discontinuities.

Thermal stresses were calculated for the selected period of 19 days from 26/01/2012 to 13/02/2012, the time when transverse cracks in HMAC base occurred. Fig. 5 presents temperature data and calculated stresses at the surface of the asphalt layer at  $z = 0$  cm. The sign convention is “plus” for tension and “minus” for compression. In Fig. 5 the days were numbered from No. 1 (26/01/2012) to No. 19 (13/02/2012). The coldest were the 5 days from No. 8 to No. 12, when temperature of the asphalt surface dropped below  $-15^{\circ}\text{C}$ . The minimum surface temperature was  $-18.3^{\circ}\text{C}$  on the day No. 9. The

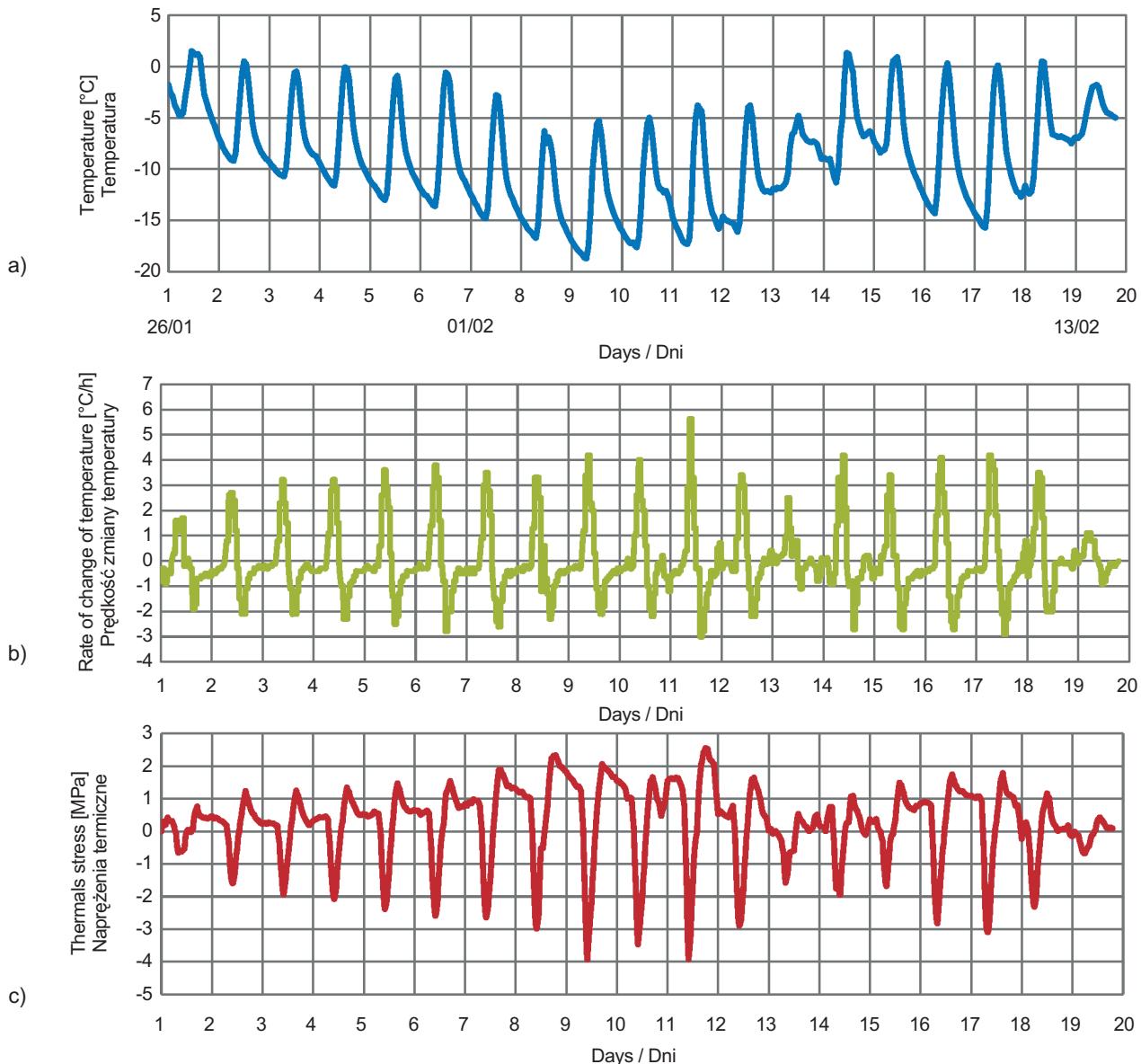


Fig. 5. Temperature data and calculated stresses in the HMAC base course at surface  $z = 0$  cm at time of cracking: a) temperature, b) rate of temperature change, sign “+” for heating, and “-” for cooling, c) thermal stress, sign “+” for tension, and “-” for compression  
 Rys. 5. Dane temperaturowe oraz wyliczone naprężenia termiczne w warstwie podbudowy AC-WMS na powierzchni  $z = 0$  cm w czasie występowania spękań: a) temperatura, b) prędkość zmiany temperatury, znak „+” w przypadku ogrzewania i „-” w przypadku ochładzania, c) naprężenia termiczne, znak „+” w przypadku rozciągania i „-” w przypadku ściskania

nr 8 do nr 12, kiedy temperatura powierzchni warstwy asfaltowej spadała poniżej  $-15^{\circ}\text{C}$ . Minimalna temperatura powierzchni wyniosła  $-18,3^{\circ}\text{C}$  w dobie nr 9. Dobowe maksymalne prędkości chłodzenia osiągały w tym najzimniejszym okresie wartości od  $V_T = -2,1^{\circ}\text{C/h}$  do  $-3,0^{\circ}\text{C/h}$ , lecz tak wysokie prędkości chłodzenia pojawiały się krótkotrwale – nie dłużej niż przez 1 godzinę na dobę (Rys. 5b). Maksymalna prędkość chłodzenia wystąpiła w dobie nr 11 i wyniosła  $V_T = -3,0^{\circ}\text{C/h}$ . Najwyższe naprężenia rozciągające, przekraczające 2 MPa

maximum daily rate of cooling during these coldest days was from  $V_T = -2.1^{\circ}\text{C/h}$  to  $-3.0^{\circ}\text{C/h}$ , but such a high rate of cooling lasted only for a very short period of time, not longer than 1 hour during a day (Fig. 5b). The maximum cooling rate occurred on the day No. 11 and was  $V_T = -3.0^{\circ}\text{C/h}$ . The highest tensile stresses, above 2 MPa (Fig. 5c), occurred during 5 days from No. 7 to No. 11 and it is very probable that it was at this time when the HMAC base course cracked.

(Rys. 5c), wystąpiły w ciągu 5 dób, od nr 7 do nr 11 – bardzo prawdopodobne jest, że właśnie wówczas doszło do spękań podbudowy z AC-WMS.

Zasadniczo, w przypadku warstwy asfaltowej, stanowiącej materiał lepkosprężysty o właściwościach zależnych od temperatury i czasu, najwyższe naprężenia rozciągające podczas oziębiania pojawiłyby się w przypadku, kiedy najniższa temperatura pokryłaby się z najwyższą prędkością chłodzenia. W żadnej z 19 dób rozpatrywanego okresu nie zaszedł jednak taki zbieg wspomnianych dwóch czynników (Rys. 5a, 5b). Przykładowo, w dobie nr 9 tj. 3 lutego 2012 r. temperatura powierzchni  $z = 0$  cm osiągnęła wartość minimalną  $T = -18,3^{\circ}\text{C}$ , lecz prędkość chłodzenia była umiarkowana  $V_T = -2,1^{\circ}\text{C/h}$ , a zatem w tej dobie naprężenia rozciągające nie były najwyższe. Maksymalne naprężenia rozciągające  $\sigma = 2,56$  MPa wystąpiły w dobie nr 11 o godzinie 18.00, kiedy to prędkość chłodzenia była najwyższa,  $V_T = -3,0^{\circ}\text{C/h}$ , zaś temperatura wynosiła  $T = -13,3^{\circ}\text{C}$ , a więc o około  $5^{\circ}\text{C}$  więcej niż odnotowane minimum.

Na Rys. 6 pokazano wykresy temperatury i naprężeń termicznych na powierzchni podbudowy z AC-WMS ( $z = 0$  cm) w wybranych trzech dobach z ekstremalnymi warunkami. W Tabl. 6 przedstawiono charakterystykę cykli naprężeń termicznych w tych dobach. Dane te umożliwiają lepsze zrozumienie reakcji warstwy asfaltowej na dobowe cykle wahań niskich wartościach temperatury. Na ich podstawie poczynić można następujące spostrzeżenia:

- Maksymalna temperatura dobowa występowała około południa (Rys. 6a). Następnie od 12.00 rozpoczynało się oziębianie, które trwało do poranka następnego dnia – do około 7.00, kiedy to temperatura osiągała minimum dobowe. Rozpoczynało się ogrzewanie, które trwało do południa.
- W zakresie prędkości oziębiania zaobserwowano schemat „wysoka-niska”. Oznacza to, że po rozpoczęciu oziębiania o 12.00 prędkość chłodzenia była wysoka ( $V_T$  od  $-2^{\circ}\text{C/h}$  do  $-3^{\circ}\text{C/h}$ ) a następnie malała, aż do niemal  $V_T = 0^{\circ}\text{C/h}$  o 7.00 następnego dnia.
- Prędkość ogrzewania była zawsze o 50-90% wyższa, niż prędkość chłodzenia. Stąd pojawiające się naprężenia ściskające były zawsze zdecydowanie wyższe niż naprężenia rozciągające.
- Najwyższe naprężenia rozciągające występowały, gdy najwyższa była prędkość chłodzenia. W mniejszym stopniu były one zależne od dobowej temperatury minimalnej.

As a rule, in case of an asphalt layer which is a viscoelastic material with time-temperature related properties, the highest tensile stresses would be induced by cooling when the lowest temperature coincided with the highest rate of cooling. In the described case such coincidence did not happen at any of the 19 considered days (Fig. 5a, 5b). For example, on the dayNo. 9 (03/02/2012) the temperature at the surface  $z = 0$  cm was the lowest  $T = -18.3^{\circ}\text{C}$ , but the rate of cooling was moderate  $V_T = -2.1^{\circ}\text{C/h}$ , so at this day the tensile stress was not the highest. The highest tensile stress  $\sigma = 2.56$  MPa was induced on the 11<sup>th</sup> day at 18:00, when the rate of cooling was the highest  $V_T = -3.0^{\circ}\text{C/h}$ , but the temperature was equal to  $T = -13.3^{\circ}\text{C}$ , which was about  $5^{\circ}\text{C}$  above the lowest value.

Fig. 6 presents data of temperature and thermal stresses induced in the HMAC base course at its surface ( $z = 0$  cm) for three selected extreme days. Table 6 presents characteristics of cycles of thermal stresses at these days. These data enable better understanding of the response of the asphalt layer during diurnal cycling of low temperature. The following can be noticed:

- The highest daily temperature occurred about noon (Fig. 6a). Then cooling started and lasted until the morning of the next day (up to about 07:00), when temperature was the lowest. Then heating started and lasted until about noon.
- The pattern of cooling was “high-slow rate”. It means, that when cooling started at 12:00, the rate of cooling was high ( $V_T$  from  $-2^{\circ}\text{C/h}$  to  $-3^{\circ}\text{C/h}$ ) and next it slowed down to almost  $V_T = 0^{\circ}\text{C/h}$  at 07:00 the next day.
- Rate of heating was always greater by 50% to 90% than rate of cooling. Therefore, the induced compressive stresses were always significantly higher than tensile stresses.
- The highest tensile stresses occurred when the rate of cooling was at its maximum, and were less related to the minimum daily temperature.
- At a period of time when temperature was decreasing to its minimum value at a small cooling rate  $V_T$ , stress relaxation occurred and lasted for about 12 hours. At this time tensile thermal stresses slowly decreased (Fig. 6d).
- Consequently, occurrence of the highest tensile daily stresses was shifted in time and came before the occurrence of the minimum daily temperature (Fig. 6d).

- W okresach, gdy temperatura zbliżała się do minimalnej wartości z niską prędkością chłodzenia  $V_T$ , zachodziła relaksacja naprężeń, trwająca do 12 godzin. W tym czasie termiczne naprężenia rozciągające powoli spadały (Rys. 6d).
- W związku z powyższym maksymalne dobowe naprężenia były przesunięte w czasie względem minimalnej temperatury dobowej i występowały wcześniej od niej (Rys. 6d).
- Cykle naprężeń termicznych w niskich temperaturach charakteryzuje nieregularność, asymetryczność i dominacja ściskania.
- Potencjalna prędkość przyrostu odkształcenia zawiera się w zakresie od około  $-55E-06/\text{min}$  (ściskanie) do  $+15E-06/\text{min}$  (rozciąganie) (Rys. 6c).

- The thermal stress cycles at low temperatures are irregular, asymmetrical, with prevailing compression.
- The potential rate of strain is in a range from about  $-55E-06/\text{min}$  (compression) to  $+15E-06/\text{min}$  (tension), (Fig. 6c).

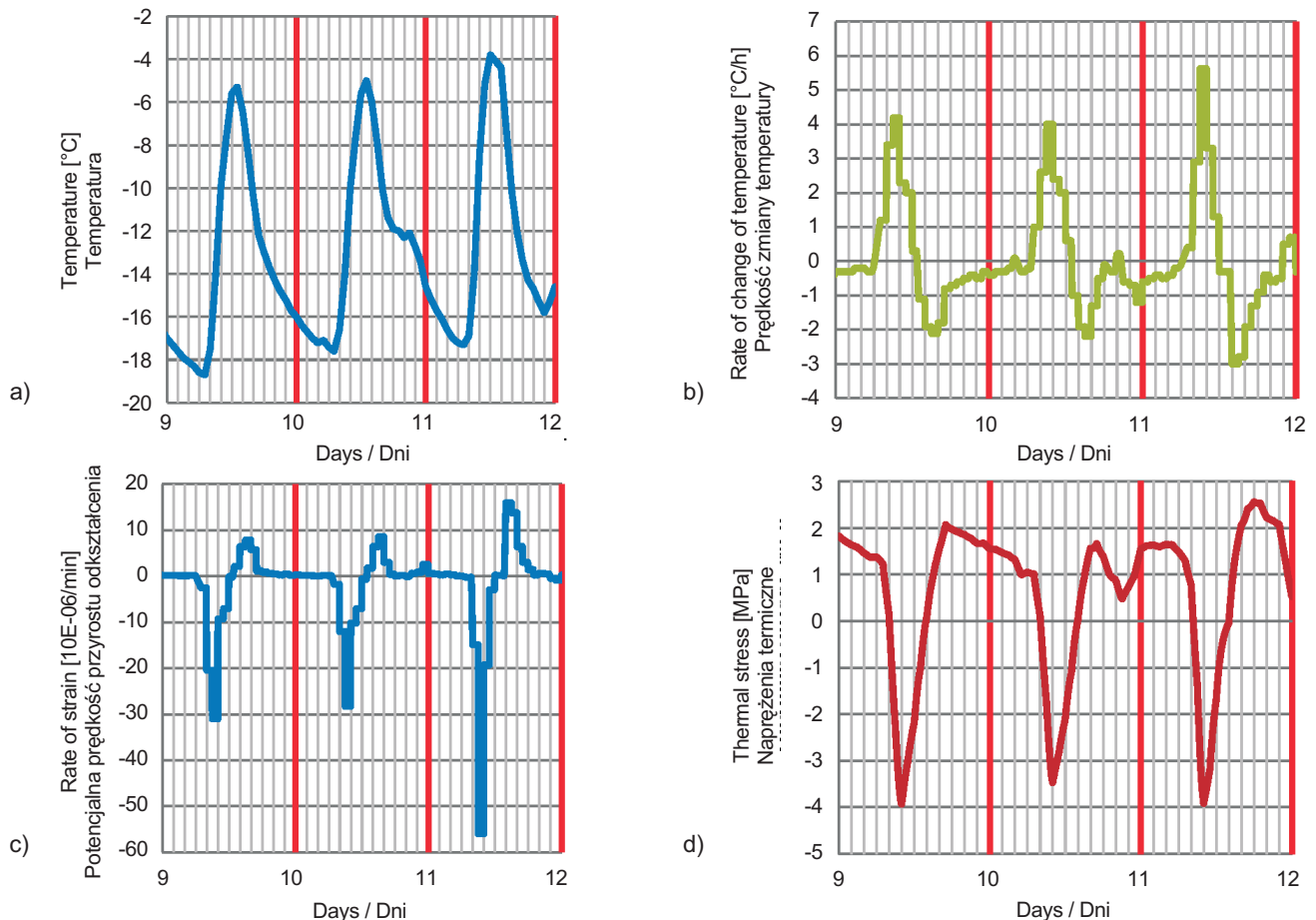


Fig. 6. Data for three selected days on HMAC base course at  $z = 0$  cm at the time of cracking: a) temperature, b) rate of temperature change, sign “+” for heating and sign “-” for cooling, c) rate of potential strain, sign “+” for tension, sign “-” for compression, d) thermal stress, sign “+” for tension, sign “-” for compression

Rys. 6. Dane dla trzech wybranych dni dla podbudowy AC-WMS na  $z = 0$  cm w czasie pęknięcia: a) temperatura, b) prędkość zmiany temperatury, znak „+” w przypadku ogrzewania i „-” w przypadku ochładzania, c) potencjalna prędkość przyrostu odkształcenia, znak „+” przypadku rozciągania i „-” w przypadku ściskania, d) naprężenia termiczne, znak „+” w przypadku rozciągania i „-” w przypadku ściskania

Table 6. Characteristics of cycles of thermal stresses induced in the HMAC base course at its surface  $z = 0$  cm for selected five extreme days

Tablica 6. Charakterystyka cykli naprężeń termicznych wywołanych w warstwie podbudowy AC-WMS na jej powierzchni  $z = 0$  cm dla wybranych pięciu ekstremalnych dni

Data	Maximum tensile stress Maksymalne naprężenie rozciągające [MPa]	Maximum compressive stress Maksymalne naprężenie ściskające [MPa]	Maximum absolute daily difference in stresses Maksymalna dzienna bezwzględna różnica naprężeń [MPa]	Maximum stress amplitude Maksymalna amplituda naprężeń [MPa]
Day / Dzień 7 (01/02)	1.86	-2.62	4.48	2.24
Day / Dzień 8 (02/02)	2.33	-2.99	5.32	2.66
Day / Dzień 9 (03/02)	2.05	-3.91	5.96	2.98
Day / Dzień 10 (04/02)	1.64	-3.44	5.08	2.54
Day / Dzień 11 (05/02)	2.54	-3.91	6.45	3.23

Uzasadnione jest założenie, iż opisane cykle „ściskania-rozciągania”, którym poddany był materiał w terenie (Rys. 6 i Tabl. 6), są bardziej niszczące dla warstwy asfaltowej niż hipotetyczne cykle „rozciągania-rozciągania”. Przykładowo, wzrost naprężeń od  $\sigma = -4$  MPa (ściskanie) do  $\sigma = 2$  MPa (rozciąganie) musi mieć bardziej niszczący wpływ na warstwę asfaltową niż wzrost naprężeń rozciągających od  $\sigma = 0$  MPa do  $\sigma = 2$  MPa. Amplituda cykli naprężeń termicznych, rozumiana jako połowa różnicy między dobowym maksimum a minimum naprężeń, musi mieć tu istotny wpływ.

#### 4.5. NAPRĘŻENIA TERMICZNE NA GŁĘBOKOŚCI $z = 5$ cm

Rys. 7 przedstawia obliczone naprężenia termiczne na głębokości  $z = 5$  cm oraz ich porównanie z naprężeniami na powierzchni ( $z = 0$  cm). Naprężenia na głębokości  $z = 5$  cm są dużo niższe niż na powierzchni podbudowy z AC-WMS, ale schemat ich zmienności jest podobny. Jest to spowodowane izolacją, którą na tej głębokości stanowi górne 5 cm warstwy. Na Rys. 7 widać, że górne 5 cm warstwy asfaltowej poddawane było cyklem rozciągania i ściskania. Zazwyczaj rozciąganie trwa około 17 godzin, obejmujących popołudnie, wieczór, noc i poranek (wartości  $\sigma > 0$  MPa na Rys. 7). Następnie, w środkowej części dnia, ściskanie występuje przez około 7 godzin.

#### 4.6. PRAWDOPODOBIEŃSTWO WYSTĄPIENIA SPEKAŃ NA POWIERZCHNI PODBUDOWY Z AC-WMS ( $z = 0$ cm)

Przy tradycyjnym podejściu inżynierskim do spekań niskotemperaturowych warstw asfaltowych zakłada się, że spekanie następuje w momencie, gdy powstałe naprężenia

It may be reasonably assumed that “compression-tension” cycles, which occurred in field (Fig. 6 and Table 6) are more damaging to the asphalt layer than hypothetical “tension-tension” cycles. For example, an increase in stresses from  $\sigma = -4$  MPa (compression) to  $\sigma = 2$  MPa (tension) must be more damaging to the asphalt layer than an increase in tensile stresses from  $\sigma = 0$  MPa to  $\sigma = 2$  MPa. The amplitude of thermal cycles, which is a half of the maximum minus minimum stress at a day, must be an important factor.

#### 4.5. THERMAL STRESS AT THE DEPTH OF $z = 5$ cm

Fig. 7 presents the results of calculations of thermal stresses developed at  $z = 5$  cm and, for comparison, at the asphalt surface ( $z = 0$  cm). Stresses at the depth of  $z = 5$  cm are much smaller than at the surface ( $z = 0$  cm) of the HMAC base course, but the pattern is similar. It is due to thermal insulation provided by the top part of the layer. In Fig. 7 it can be seen that the top 5 cm of the asphalt layer was tensioned and compressed in cycles. Typically, the tension of the top 5 cm lasts about 17 hours in the afternoon, evening and night, until the next morning ( $\sigma > 0$  MPa in Fig. 7). Next, in the middle of a day, compression lasts for about 7 hours.

#### 4.6. CALCULATION OF PROBABILITY OF CRACKING AT SURFACE OF THE HMAC BASE ( $z = 0$ cm)

Traditional engineering approach to low-temperature cracking of asphalt layers assumes that the crack appears when the induced tensile stress  $\sigma(T)$  exceeds the tensile strength of a layer  $R(T)$ , so when  $\sigma(T) > R(T)$ , both  $\sigma(T)$  and  $R(T)$  being related to temperature  $T$ . During investigations of cracking

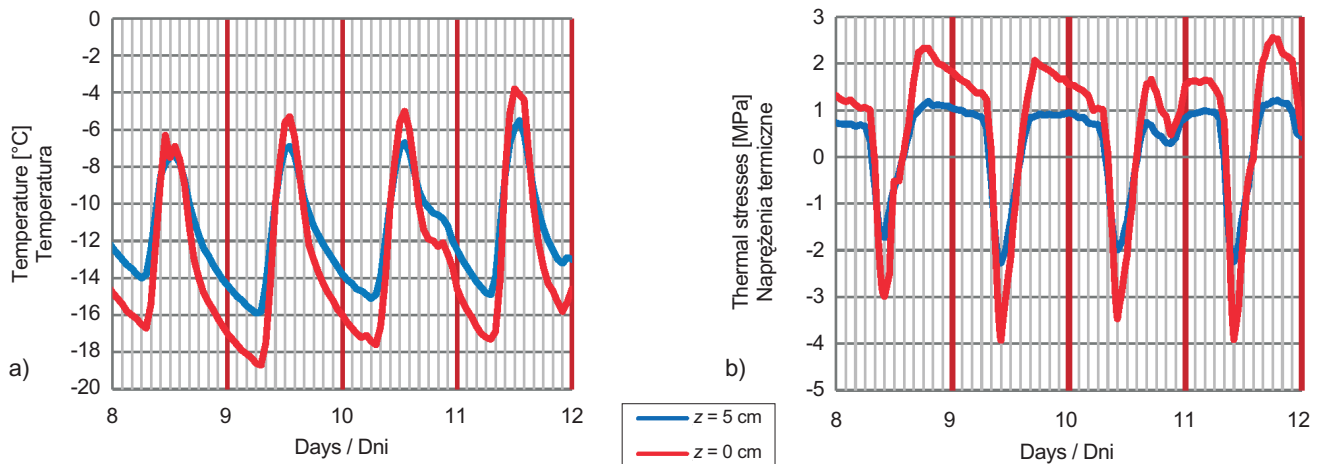


Fig. 7. Temperature (a) and thermal stresses (b) at the depth of  $z = 0$  cm and  $z = 5$  cm  
 Rys. 7. Temperatura (a) i naprężenia termiczne (b) dla głębokości  $z = 0$  cm oraz  $z = 5$  cm

termiczne  $\sigma(T)$  przekroczą wytrzymałość warstwy na rozciąganie  $R(T)$ , a więc kiedy  $\sigma(T) > R(T)$ , gdzie zarówno  $\sigma(T)$  jak i  $R(T)$  są funkcjami temperatury  $T$ . Podczas badań spękannej podbudowy z AC-WMS wyznaczono wytrzymałość na pośrednie rozciąganie  $ITS$  walcowych próbek pobranych z warstwy, która uległa spękaniu. Testy przeprowadzono zgodnie z normą EN 12697-2 przy prędkości przesuwu tła 12,5 mm/min. Wyniki przedstawiono w Tabl. 3.

Rys. 8 przedstawia wykresy maksymalnych dobowych naprężeń termicznych  $\sigma$  oraz wytrzymałości  $ITS$  odpowiadających tym wartościom temperatury, przy których wystąpiły maksymalne dobowe naprężenia. Rys. 8a przedstawia wartości średnie wytrzymałości  $ITS$  ( $ITS_{AVG}$ ) oraz naprężenia termiczne wyliczone z użyciem uśrednionych parametrów reologicznych ( $\sigma_{AVG}$ ). Rys. 8b obrazuje wartości średnie wytrzymałości  $ITS$  pomniejszone o odchylenie standardowe ( $ITS_{AVG} - SD_{ITS}$ ). Rys. 8b przedstawia także naprężenia termiczne wyliczone dla średnich parametrów reologicznych powiększonych o wartości ich odchylenia standardowych ( $\sigma_{AVG} + SD_{\sigma}$ ).

Najwyższe naprężenia rozciągające  $\sigma_{max} = 2,56$  MPa pojawiły się w dobie nr 11 przy temperaturze  $T = -13,3^{\circ}\text{C}$ . (Rys. 8a). Wytrzymałość na rozciąganie pośrednie próbek walcowych pozyskanych z sekcji o niskiej jednorodności wynosiła w tej temperaturze  $ITS = 4,11$  MPa. Załóżmy uproszczenie, o którym więcej wspomniano w kolejnym rozdziale, że pomierzona wytrzymałość na rozciąganie pośrednie  $ITS$  jest równa rzeczywistej wytrzymałości warstwy asfaltowej poddanej naprężeniom przy oziębianiu  $R$ , a więc  $R \approx ITS$ . Zatem według Rys. 8a  $R \gg \sigma$ . Stosując tradycyjne podejście do spękań, można stwierdzić, że warstwa nie powinna popękać.

of the HMAC base course of the indirect tensile strength  $ITS$  was tested on cylindrical specimens cored from the cracked base course. The tests were conducted according to EN 12697-2 at the rate of deformation 12.5 mm/min. The results are presented in Table 3.

Fig. 8 presents data on maximum daily thermal stresses  $\sigma$  and correspondent  $ITS$  at the same temperature when maximum daily stress was induced. Fig. 8a presents average values of  $ITS$  ( $ITS_{AVG}$ ) and thermal stress calculated using average rheological data ( $\sigma_{AVG}$ ). Fig. 8b presents the average  $ITS$  less the standard deviation of  $ITS$  ( $ITS_{AVG} - SD_{ITS}$ ). Fig. 8b also shows thermal stress calculated using the average rheological parameters plus their standard deviations ( $\sigma_{AVG} + SD_{\sigma}$ ).

The highest tensile stress  $\sigma_{max} = 2.56$  MPa was induced on the 11<sup>th</sup> day at the temperature  $T = -13.3^{\circ}\text{C}$ . (Fig. 8a). The Indirect Tensile Strength of the HMAC specimens cored on sections with poor homogeneity at this temperature was equal to  $ITS = 4.11$  MPa. Let us assume with approximation, which is described in the next chapter, that the measured Indirect Tensile Strength  $ITS$  is equal to the real strength of the asphalt layer stressed by cooling  $R$ , so  $R \approx ITS$ . Fig. 8a shows that  $R \gg \sigma$ . Using the traditional approach to cracking, one may say that the layer should not have cracked. But in reality, the base course cracked severely due to the fact that it was non-homogeneous and contained weaker and stronger points. Fig. 8b shows that the lines ( $\sigma + SD_{\sigma}$ ) and ( $ITS - SD_{ITS}$ ) intersect at some extreme days, which indicates that some probability of cracking does exist.

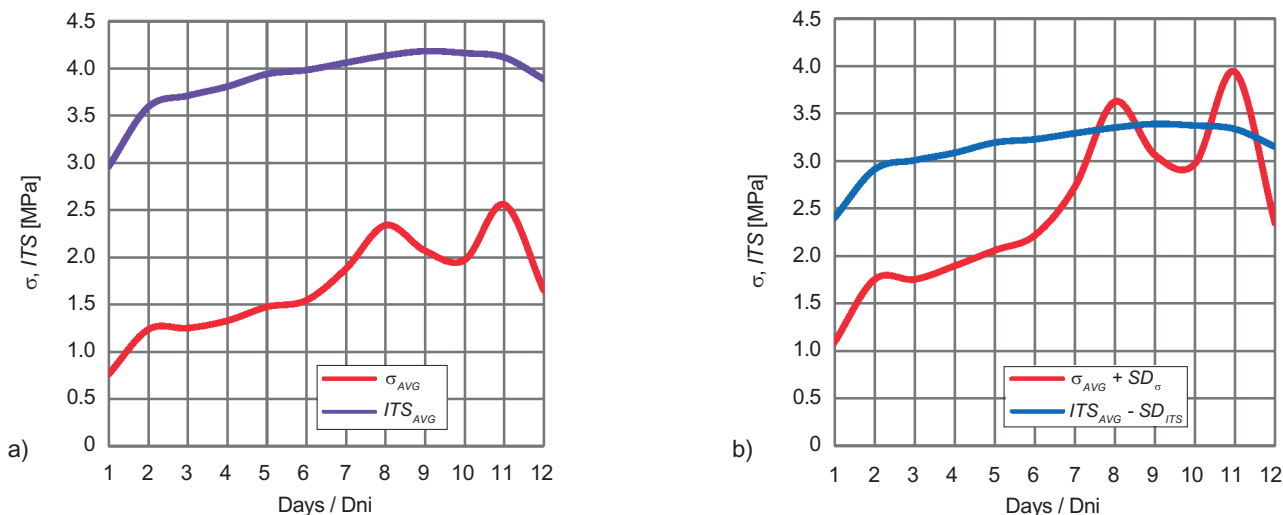


Fig. 8. Maximum daily thermal stresses  $\sigma$  and corresponding Indirect Tensile Stress on poor homogeneity section at  $z = 0$  cm:

a) average values of  $\sigma$  and  $ITS$ , b) stress average plus standard deviation  $\sigma_{AVG} + SD_{\sigma}$  and strength average minus standard deviation  $ITS_{AVG} - SD_{ITS}$

Rys. 8. Maksymalne naprężenia termiczne  $\sigma$  wyznaczone dla poszczególnych dni i odpowiadające im wytrzymałości na pośrednie rozciąganie  $ITS$  w przypadku sekcji o niskiej jednorodności dla  $z = 0$  cm: a) średnie wartości naprężeń i wytrzymałości na pośrednie rozciąganie, b) naprężenie średnie plus odchylenie standardowe  $\sigma_{AVG} + SD_{\sigma}$  i wytrzymałość średnia minus odchylenie standardowe  $ITS_{AVG} - SD_{ITS}$

W rzeczywistości jednak podbudowa popękała w znacznym stopniu, ponieważ była niejednorodna, a więc zawierała miejsca silniejsze i słabsze. Jak widać na Rys. 8b, wykresy ( $\sigma + SD_{\sigma}$ ) oraz ( $ITS - SD_{ITS}$ ) przecinają się w niektórych ekstremalnych dniach, co wskazuje na istniejące prawdopodobieństwo wystąpienia pęknięć.

Załóżmy, że naprężenia termiczne  $\sigma$  oraz wytrzymałość na rozciąganie  $R$  są zmiennymi o rozkładzie normalnym, o odchyleniach standardowych odpowiednio  $SD_{\sigma}$  oraz  $SD_R$ . Wtedy prawdopodobieństwo pęknięcia  $P(\text{pęknięcia})$ , zobrazowane na Rys. 9, wyraża się jako:

$$P(\text{pęknięcia}) = P(\sigma > R), \quad (1)$$

i może być określone z użyciem tablic rozkładu normalnego po wyliczeniu wartości  $X$  ze wzoru:

$$X = -\frac{(\sigma_{AVG} - R_{AVG})}{\sqrt{(SD_{\sigma}^2 - SD_R^2)}}. \quad (2)$$

Znając wartość  $X$ , możemy odczytać z tablic rozkładu normalnego prawdopodobieństwo wystąpienia pęknięć niskotemperaturowych. Odchylenie standardowe oraz współczynnik zmienności  $COV$  wytrzymałości na rozciąganie pośrednie zostały określone w badaniach laboratoryjnych i są przedstawione w Tabl. 4. Naprężenia termiczne pojawiające się w warstwie również wykazują zmienność, lecz sposób określenia ich odchylenia standardowego  $SD_{\sigma}$  pozostaje kwestią otwartą. W niniejszym artykule proponowana jest następująca oryginalna metoda. W Tabl. 5 zestawiono parametry reologiczne AC-WMS oraz ich współczynniki zmienności

Let us assume that the thermal stress  $\sigma$  and tensile strength  $R$  vary randomly according to the normal distribution with standard deviations of  $SD_{\sigma}$  and  $SD_R$ , respectively. Probability of cracking, illustrated in Fig. 9 is the following:

$$P(\text{crack}) = P(\sigma > R), \quad (1)$$

and can be determined from the normal distribution tables after calculating the value  $X$  from the formula:

$$X = -\frac{(\sigma_{AVG} - R_{AVG})}{\sqrt{(SD_{\sigma}^2 - SD_R^2)}}. \quad (2)$$

Having the  $X$  value, one can read the probability of low-temperature cracking from normal distribution tables. The standard deviation and coefficient of variation  $COV$  of indirect tensile strength  $ITS$  were determined in laboratory testing and are presented in Table 4. The thermal stresses induced in a layer are also randomly varied but the question of determination of their standard deviation  $SD_{\sigma}$  is still open. The following original method is proposed in this paper. In Table 5 rheological parameters of HMAc and their coefficients of variation  $COV$  from laboratory testing are given. Thermal stresses were calculated for two sets of rheological data: for the average  $\{E_1, E_2, \eta_1, \eta_2\}$  and for the average plus their standard deviations:  $\{E_1 + SD_{E_1}, E_2 + SD_{E_2}, \eta_1 + SD_{\eta_1}, \eta_2 + SD_{\eta_2}\}$ , where all rheological parameters and their standard deviations are related to temperature. Fig. 10a presents the results of calculation of tensile stresses only, for both sets of

COV uzyskane z badań laboratoryjnych. Naprężenia termiczne obliczono dla dwóch zestawów parametrów reologicznych: dla średnich  $\{E_1, E_2, \eta_1, \eta_2\}$  oraz dla średnich powiększonych o odchylenia standardowe  $\{E_1 + SD_{E_1}, E_2 + SD_{E_2}, \eta_1 + SD_{\eta_1}, \eta_2 + SD_{\eta_2}\}$ , gdzie zarówno parametry reologiczne, jak i ich odchylenia standardowe, zależne są od temperatury. Rys. 10a przedstawia wyniki obliczeń samych naprężeń rozciągających dla obu zestawów danych reologicznych. Następnie dla każdej doby wyznaczono maksymalne naprężenia rozciągające przy użyciu obu zestawów parametrów reologicznych:

$$\{E_1, E_2, \eta_1, \eta_2\} \rightarrow \max(\sigma_{AVG}) \quad (3)$$

$$\{E_1 + SD_{E_1}, E_2 + SD_{E_2}, \eta_1 + SD_{\eta_1}, \eta_2 + SD_{\eta_2}\} \rightarrow \max(\sigma_{AVG+SD}) \quad (4)$$

Szacowane wartości odchylenia standardowego naprężeń termicznych  $SD_\sigma$  w każdej dobie obliczono jako:

$$SD_\sigma = \max(\sigma_{AVG+SD}) - \max(\sigma_{AVG}) \quad (5)$$

Fig. 9. Illustration of probability of asphalt layer cracking

Rys. 9. Schemat prawdopodobieństwa spękania warstwy asfaltowej

rheological data. Afterwards, the maximum tensile stresses were determined for each day for two sets of data:

$$\{E_1, E_2, \eta_1, \eta_2\} \rightarrow \max(\sigma_{AVG}) \quad (3)$$

$$\{E_1 + SD_{E_1}, E_2 + SD_{E_2}, \eta_1 + SD_{\eta_1}, \eta_2 + SD_{\eta_2}\} \rightarrow \max(\sigma_{AVG+SD}) \quad (4)$$

The approximate values of standard deviations of thermal stresses  $SD_\sigma$  for each day were calculated as:

$$SD_\sigma = \max(\sigma_{AVG+SD}) - \max(\sigma_{AVG}) \quad (5)$$

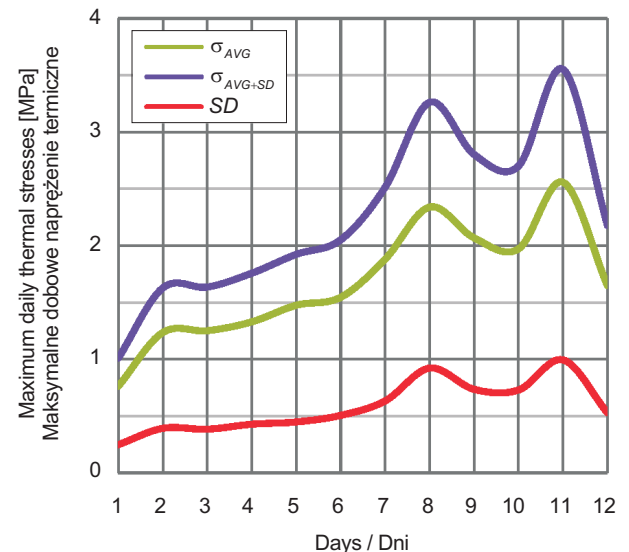
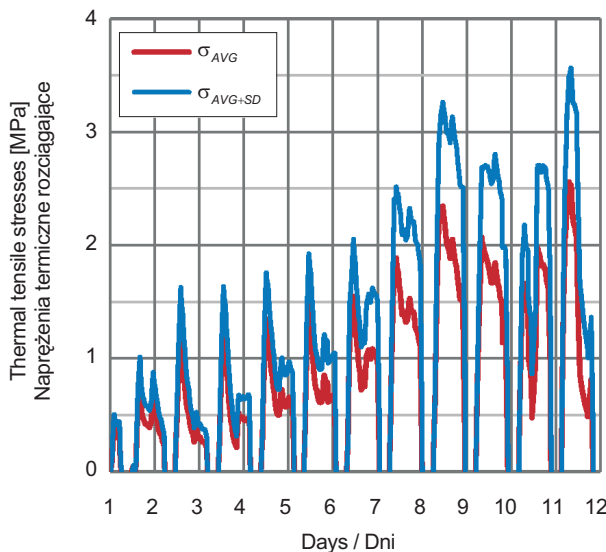
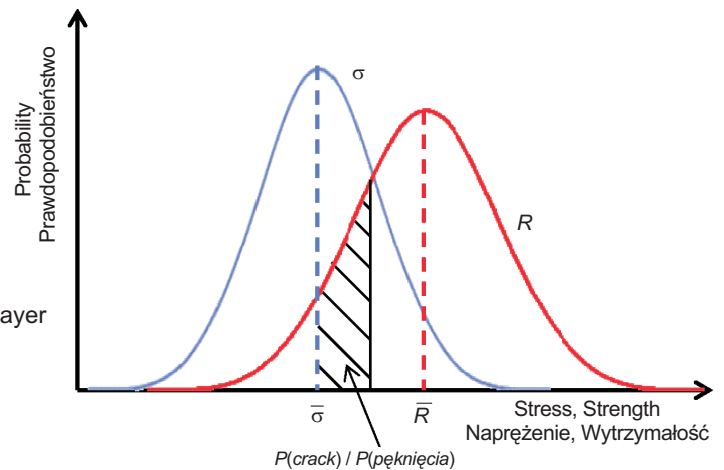


Fig. 10. Maximum daily thermal stresses calculated on the basis of rheological properties: average  $\sigma_{AVG}$ , average plus standard deviations  $\sigma_{AVG+SD}$  and standard deviations of maximum daily stresses  $SD$

Rys. 10. Maksymalne dobowe naprężenia termiczne obliczone na podstawie parametrów reologicznych dla poszczególnych dni: średnie naprężenia  $\sigma_{AVG}$ , średnie naprężenia plus odchylenie standardowe  $\sigma_{AVG+SD}$  i odchylenia standardowe maksymalnych naprężeń  $SD$  określone dla poszczególnych dni

Rys. 11 przedstawia wyliczone prawdopodobieństwo wystąpienia spękań niskotemperaturowych dla 12 dób. Wyliczone prawdopodobieństwo jest najwyższe w dobie nr 11. Maksymalna wartość prawdopodobieństwa jest około trzykrotnie wyższa dla sekcji o niskiej jednorodności niż dla sekcji o średniej i dobrej jednorodności, co jest zgodne z obserwacjami terenowymi (Rys. 3c, 3d). Dotąd nie powstała niezawodna metoda umożliwiająca przeliczenie prawdopodobieństwa spękań na liczbę spękań niskotemperaturowych przypadającą na kilometr.

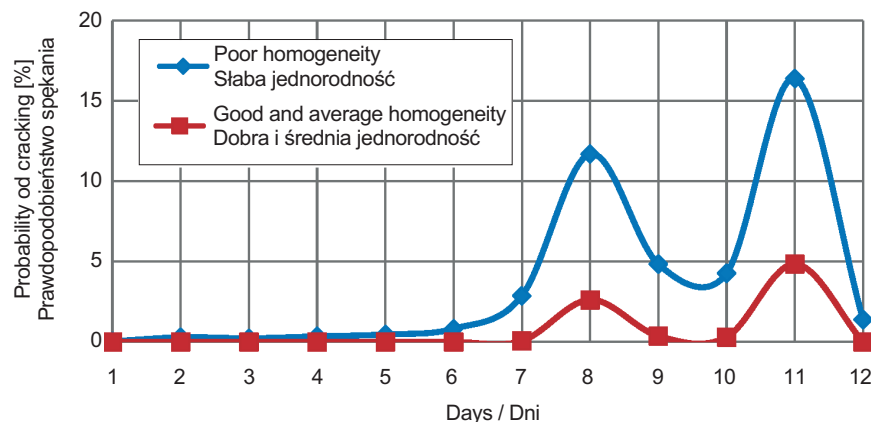


Fig. 11. Probability of cracking the HMAC base course  
Rys. 11. Prawdopodobieństwo spękania warstwy podbudowy z AC-WMS

## 5. KONIECZNOŚĆ DALSZYCH BADAŃ DOTYCZĄCYCH ZAGADNIEŃ SPĘKAŃ NISKOTEMPERATUROWYCH

### 5.1. WPŁYW DOBOWYCH CYKLI NAPRĘŻEŃ TERMICZNYCH NA SPĘKANIA NISKOTEMPERATUROWE

Chociaż badania poświęcone zagadnieniu spękań niskotemperaturowych prowadzone są na całym świecie od lat, niektóre istotne kwestie związane z mechanizmami pęknięcia wciąż nie zostały całkowicie zdefiniowane i rozstrzygnięte. Są one opisane poniżej.

Dobowe cykle naprężeń termicznych mogą mieć wpływ na mechanizm spękań niskotemperaturowych, potencjalnie przez powodowanie mikrospeknię otoczki asfaltu na ziarnach kruszywa lub przez osłabianie przyczepności między asfaltem a kruszywem. Badania laboratoryjne prowadzone od 1984 roku wykazały, że cykliczne obciążenie naprężeniami termicznymi może obniżyć trwałość zmęczeniową warstwy asfaltowej w niskich temperaturach [19-25]. Niemniej jednak, obecnie nie istnieje żadna metoda, która pozwalałaby uwzględnić wpływ cykliczności naprężeń termicznych na intensywność spękań niskotemperaturowych.

Fig. 11 presents the calculated probability of occurrence of low-temperature cracking for 12 days. The calculated probability is the highest at the 11<sup>th</sup> day. The maximum probability is about three times greater for sections of poor homogeneity as compared with good and average sections, which is in relatively good agreement with field observations (Fig. 3c, d). There is still no reliable method to convert calculated probability of cracking occurrence into number of low-temperature cracks per 1 km.

## 5. REQUIRED FURTHER RESEARCH FOR THE ISSUES OF LOW-TEMPERATURE CRACKING

### 5.1. EFFECT OF DIURNAL THERMAL STRESS CYCLES ON LOW-TEMPERATURE CRACKING

The research on low-temperature cracking has been ongoing for many years worldwide, but some important issues affecting cracking mechanisms have not been completely defined and solved, and require further studies.

They are described below. Diurnal cycling of thermal stresses may affect low-temperature cracking, possibly by causing micro-cracking of asphalt coating on mineral grains or weakening of asphalt-aggregate bonding. Laboratory research conducted since 1984 proved that thermal stress cycles may decrease fatigue life of asphalt layer at low temperatures [19-25]. However, presently there is no method to account for the effect of cycles of thermal stresses on the intensity of low-temperature cracking.

## 5.2. WYTRZYMAŁOŚĆ MIESZANEK MINERALNO-ASFALTOWYCH NA ROZCIĄGANIE POD WPŁYWEM ODDZIAŁYWAŃ TERMICZNYCH

Ani wytrzymałość na rozciąganie mieszanek asfaltowych właściwa w kontekście spękań niskotemperaturowych, ani odpowiednie metody badań nie zostały dotychczas precyzyjnie zdefiniowane ani ustalone. W praktyce stosuje się dwie metody badania wytrzymałości mieszanek mineralno-asfaltowych na rozciąganie pod wpływem niskich temperatur, to jest metodę rozciągania pośredniego ITT oraz metodę rozciągania bezpośredniego DTT. Warunki obu testów (stan naprężenia i odkształcenia) różnią się istotnie od warunków terenowych, w których warstwa asfaltowa jest poddawana naprężeniom niskotemperaturowym przed pęknięciem. Metoda DTT jest bardziej zbliżona do rzeczywistych warunków terenowych, lecz używana zdecydowanie rzadziej.

W terenie prędkość przyrostu potencjalnego odkształcenia jest bardzo niska i osiąga maksymalną wartość około  $15 \times 10^{-6}$ /min, co pokazano na Rys. 6c. W badaniach laboratoryjnych wykonywanych na próbkach mieszanki prędkość przyrostu odkształcenia jest zazwyczaj stukrotnie lub tysiąckrotnie wyższa. Przykładowo, jeśli próbka o długości 200 mm podlega wydłużeniu z prędkością 1 mm/min, to wymuszona prędkość przyrostu odkształcenia wynosi  $5\,000 \times 10^{-6}$ /min. Z tych względów wyniki porównań wyliczonych naprężeń termicznych z wartościami wytrzymałości uzyskanymi w laboratorium mogą być wątpliwe. Autorowi znane są tylko dwa źródła, w których zastosowano w badaniu laboratoryjnym metodą rozciągania bezpośredniego bardzo małą prędkość przyrostu odkształcenia, choć i w tych przypadkach była ona wciąż znacznie wyższa niż w rzeczywistych warunkach terenowych [22, 26].

## 5.3. TWARDNIENIE FIZYCZNE WARSTWY ASFALTOWEJ

Twardnienie fizyczne powoduje wzrost sztywności lepiszcza asfaltowego oraz mieszanki mineralno-asfaltowej, jeśli materiał długotrwale pozostaje pod wpływem stałej niskiej temperatury [27]. Badania laboratoryjne autora [28] wykazały, że po 120 godzinach przechowywania próbek mieszanki mineralno-asfaltowej w stałej temperaturze  $-20^{\circ}\text{C}$  ich moduł sztywności wzrósł o 10-17% w stosunku do pierwotnej wartości (zależnie od rodzaju i składu mieszanki oraz zastosowanego lepiszcza). Taki wzrost sztywności może wpłynąć na zwiększenie naprężeń termicznych i przyspieszyć wystąpienie spękań. Niemniej jednak, w rzeczywistych warunkach warstwa asfaltowa jest poddana w zimie dobowym wahaniom temperatury – w rozpatrywanym tu przypadku od  $-5^{\circ}\text{C}$

## 5.2. TENSILE THERMAL STRENGTH OF ASPHALT MIXTURES

The tensile strength of asphalt material in the case of low-temperature cracking and relevant testing methods have not been precisely defined and established yet. Two methods of tensile strength testing of asphalt mixes at low temperature are used in practice, namely indirect tensile test ITT and direct tension test DTT. Conditions of both tests (state of strain and stress) differ significantly from field conditions in which an asphalt layer is stressed in cold temperatures before cracking. The DTT is more similar to field conditions, but is used much less frequently.

In field the potential tensile strain rate is very small, with maximum about  $15 \times 10^{-6}$ /min, which is shown in Fig. 6c. In laboratory testing of asphalt specimens, the rate of the applied strain is normally hundreds or thousands times larger. For example, if a 200 mm long specimen is elongated at a speed of 1 mm/min, the induced rate of strain is  $5\,000 \times 10^{-6}$ /min. Consequently, the results of comparison of calculated tensile stresses with laboratory determined strength can be rather doubtful. Only two references are known to the author in which a very slow rate of strain, but still much greater than in the field, was applied in the laboratory direct tensile test [22, 26].

## 5.3. PHYSICAL HARDENING OF ASPHALT LAYER

Physical hardening causes an increase in stiffness of asphalt binder and asphalt mix when the material is kept at constant low temperature for a long time [27]. Laboratory tests by author [28] showed that after 120 hours of keeping asphalt mix specimens at a constant temperature of  $-20^{\circ}\text{C}$ , their stiffness modulus increased by 10% to 17% of the initial value (depending on type and composition of the tested mix and bitumen used). Such increase in stiffness may affect the increase in thermal stresses and accelerate cracking. However, in real cases the asphalt layer in winter is subjected to daily variations of temperature, in the described case from  $-5^{\circ}\text{C}$  to  $-18^{\circ}\text{C}$  (Fig. 5). It is known that physical hardening is reversible, and when temperature grows to  $-5^{\circ}\text{C}$ , the increase in stiffness may fully or partly disappear. Therefore, it is still unknown whether the increase in stiffness due to physical hardening is significant and in which temperature conditions it occurs.

do  $-18^{\circ}\text{C}$  (Rys. 5). Stwierdzono, że twardnienie fizyczne jest odwracalne, a gdy temperatura ponownie wzrośnie do  $-5^{\circ}\text{C}$ , wzrost sztywności może całkowicie lub częściowo zaniknąć. W związku z tym wciąż nie wiadomo, czy wzrost sztywności związany z twardnieniem fizycznym jest istotny, a jeśli tak, to w jakich warunkach temperaturowych występuje.

## 6. WNIOSKI

W trakcie budowy nowej nawierzchni autostradowej pojawiły się liczne spękania poprzeczne w warstwie podbudowy wykonanej z betonu asfaltowego o wysokim module sztywności w pierwszej zimie po jej wbudowaniu. Zostały zidentyfikowane jako spękania niskotemperaturowe. Dzięki dostępności zapisów temperatury oraz danych o parametrach reologicznych materiału podbudowy, możliwe było przeprowadzenie analizy naprężeń termicznych występujących w okresie, gdy doszło do spękania warstwy.

1. Ustalono, że nowa metoda obliczania naprężeń termicznych w warstwach asfaltowych oparta na teorii lepko-sprężystości stanowi przydatne narzędzie do analizy naprężeń pojawiających się w warstwie asfaltowej przez dowolnie długi okres czasu i na dowolnej głębokości.
2. W okresie, w którym doszło do spękań, temperatura powierzchni warstwy asfaltowej (na głębokości  $z = 0$  cm) wahała się w cyklach dobowych od  $-5^{\circ}\text{C}$  do  $-18^{\circ}\text{C}$ ; maksymalna prędkość chłodzenia wyniosła  $-3^{\circ}\text{C/h}$ , zaś maksymalna prędkość ogrzewania:  $5,5^{\circ}\text{C/h}$ .
3. Z powyższego wynikała również zmienność naprężeń termicznych w dobowych cyklach rozciągania i ściskania. Najwyższe dobowe naprężenia rozciągające występowały, gdy prędkość chłodzenia była maksymalna, natomiast w mniejszym stopniu były one zależne od dobowej temperatury minimalnej. Cykle naprężeń termicznych w niskich temperaturach charakteryzuje nieregularność, asymetryczność i dominacja ściskania. Naprężenia ściskające były do dwóch razy wyższe niż naprężenia rozciągające. Dobowe cykle wahań temperatury i naprężeń mogą przyczynić się do wzrostu intensywności spękań niskotemperaturowych.
4. Zmierzona wytrzymałość na pośrednie rozciąganie była znacznie wyższa niż obliczone niskotemperaturowe naprężenia rozciągające. Podbudowa asfaltowa popękała jednak w znacznym stopniu. Można wytłumaczyć to zmiennością właściwości warstwy asfaltowej, co przełożyło się na zmienność zarówno wytrzymałości, jak i naprężeń termicznych. Warstwa asfaltowa popękała w najsłabszych miejscach. Analiza statystyczna wykazała stosunkowo wysokie prawdopodobieństwo wystąpienia

## 6. CONCLUSIONS

Numerous transverse cracks occurred in asphalt base course made of High Modulus Asphalt Concrete of a newly constructed motorway during the first winter after paving. They were identified as low-temperature cracks. It was possible to analyse thermal stresses induced at the time of cracking because data on rheological properties of the base course material and records of temperature were available.

1. It was ascertained that the new viscoelastic method of thermal stress calculation in asphalt layers was a useful tool to analyse stresses induced in the asphalt layer, during a long period of time and at any depth of the layer.
2. At the time of cracking, temperature of the asphalt surface (at its top,  $z = 0$  cm) varied in daily cycles from  $-5^{\circ}\text{C}$  to  $-18^{\circ}\text{C}$ , the maximum rate of cooling was  $-3^{\circ}\text{C/h}$  and maximum rate of heating was  $5.5^{\circ}\text{C/h}$ .
3. The thermal stresses varied accordingly in daily cycles of tension and compression. The highest tensile stresses occurred when the rate of cooling was at its maximum, and was less related to the minimum daily temperature. The thermal stress cycles at low temperatures are irregular, asymmetrical, with prevailing compression. Compressive stresses were up to two times greater than tensile stresses. The daily cycles may increase the intensity of low-temperature cracking.
4. The measured indirect tensile strength was much higher than the calculated tensile thermal stresses. However, the asphalt base course cracked severely. It could be explained by the variability of asphalt layer properties, both its strength and the induced stresses. The asphalt layer cracked at its weakest points. The statistical analysis indicated a relatively significant level of probability of asphalt layer cracking, especially on non-homogenous sections. It was in accordance with field cracks assessment.
5. It was noted that some issues related to low-temperature cracking are still unsolved and require further research. These include the following: a) lack of method for the evaluation of the effect of daily thermal stress cycling on the intensity of low-temperature cracking, b) no reliable method exists for measurement of tensile strength related to low-temperature cracking, and c) it has not been evaluated if physical hardening causes an increase in stiffness of asphalt layers in case of normal everyday low temperature variations.

spękań, szczególnie na sekcjach o niskiej jednorodności. Wynik ten był zgodny z wynikami inwentaryzacji spękań w terenie.

5. Stwierdzono, że niektóre problemy związane z zagadnieniem spękań niskotemperaturowych są wciąż nierozwiązane i wymagają dalszych badań. Zaliczają się do nich: a) brak metody oceny wpływu dobowych wahań naprężeń termicznych na intensywność spękań niskotemperaturowych, b) brak odpowiedniej metody badania wytrzymałości na rozciąganie w kontekście spękań niskotemperaturowych, oraz c) potrzeba zbadania, czy twardnienie fizyczne przyczynia się do znaczącego wzrostu sztywności warstwy asfaltowej w przypadku typowych codziennych wahań niskich temperatur.

## INFORMACJE DODATKOWE

Jedynym autorem niniejszego artykułu jest prof. Józef Judycki, zmarły w lutym 2017 roku. Był to jego ostatni artykuł. Autor przedstawił w nim ocenę nowej metody obliczania naprężeń termicznych opartej na teorii lepko-sprężystości, korzystając z danych materiałowych uzyskanych podczas badań terenowych. Artykuł stanowi ostatnią część w serii trzech artykułów poświęconych opracowanej przez prof. Judyckiego nowej metodzie obliczania naprężeń termicznych opartej na teorii lepko-sprężystości. Niniejszy artykuł został przygotowany do publikacji przez absolwentów i współpracowników prof. Judyckiego z Katedry Inżynierii Drogowej i Transportowej Politechniki Gdańskiej.

## BIBLIOGRAFIA / REFERENCES

- [1] *Judycki J.*: A new viscoelastic method of calculation of low-temperature thermal stresses in asphalt layers of pavements. *International Journal of Pavement Engineering*, **19**, 1 2017, 24-36, DOI: 10.1080/10298436.2016.1149840
- [2] *Judycki J., Jaskuła P., Dołżycki B., Pszczoła M., Jaczewski M., Rys D., Stienss M.*: Investigation of low-temperature cracking in newly constructed high-modulus asphalt concrete base course of a motorway pavement. *Road Materials and Pavement Design*, **16**, 1, 2015, 362-388, DOI: 10.1080/14680629.2015.1029674
- [3] *Pszczoła M.*: Low-temperature cracking of asphalt layers of pavements. PhD Thesis, Gdańsk University of Technology, Gdańsk, Poland, 2006, 1-38, (in Polish)
- [4] *Geng L., Ren R., Zhong Y., Xu Q.*: Thermal stresses of flexible pavement with consideration of temperature-dependent material characteristics using stiffness matrix method. *Mechanics of Time-Dependent Materials*, **15**, 2011, 73-87, DOI: 10.1007/s11043-010-9125-6
- [5] *Marasteanu M., Butler W., Bahia H., Williams C., et al.*: Investigation of Low Temperature Cracking in Asphalt Pavements, National Pooled Fund Study - Phase II. Research Project 2012-23, Department of Civil Engineering, University of Minnesota, 2012, <https://www.dot.state.mn.us/research/TS/2012/2012-23.pdf>
- [6] *Pszczoła M., Judycki J.*: Comparison of Calculated and Measured Thermal Stresses in Asphalt Concrete. *The Baltic Journal of Roads and Bridge Engineering*, **10**, 1, 2015, 39-45, DOI: 10.3846/bjrbe.2015.05
- [7] *Tabatabaee H., Velasquez R., Arshadi A., Bahia H.*: Investigation of Low Temperature Cracking in Asphalt Pavements, National Pooled Fund Study - Phase II, Task 5 - Modeling of Asphalt Mixtures Contraction and Expansion Due to Thermal Cycling. University of Wisconsin-Madison, USA, 2012
- [8] *Togunde O.P., Hesp S.A.M.*: Physical hardening in asphalt mixtures. *International Journal of Pavement Research Technology*, **5**, 1, 2012, 46-53

## ACKNOWLEDGEMENTS

The paper was written solely by professor Józef Judycki, who passed away in February 2017. It was his last work, in which he evaluated the new viscoelastic method of thermal stress calculation using material data obtained from the field investigation. It was the last part of the series of three articles regarding the viscoelastic method of thermal stress calculation developed by professor Judycki. This article was prepared for publication by his alumni and colleagues from the Highway and Transportation Engineering Department of Gdansk University of Technology.

- [9] *Dave E.V., Buttler W.G., Leon S.E., Behnia B., Paulino G.H.*: IITC - Low - Temperature Cracking Model for Asphalt Pavements. *Road Materials and Pavement Design*, **14**, Sup. 2, 2013, 57-78, DOI: 10.1080/14680629.2013.812838
- [10] *Hajji E.Y., Souliman M.I., Alavi M.Z., Salazar L.G.L.*: Influence of Hydrogreen Bio-asphalt on Viscoelastic Properties of Reclaimed Asphalt Mixtures. *Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board*, **2371**, 1, 2013, 13-22, DOI: 10.3141/2371-02
- [11] *Ferrar M.J., Hajj E.Y., Planche J.P., Alavi M.Z.*: A method to Estimate the Thermal Stress Build-up in an Asphalt Mixture from a Single-Cooling Event. *Road Materials and Pavement Design*, **14**, Sup. 1, 2013, 201-211, DOI: 10.1080/14680629.2013.774756
- [12] *Jaczewski M.*: Effect of Use of High Modulus Asphalt Concrete on Low-temperature Cracking of Pavements. PhD Thesis, Gdańsk University of Technology, Gdańsk, 2016 (In Polish)
- [13] *Zhang W.*: Evaluation of field transverse cracking of asphalt pavements. PhD Thesis, Washington State University, Department of Civil and Environmental Engineering, 2015
- [14] *Teltayev B., Radovskiy B.*: Low Temperature Cracking Problem for Asphalt Pavements in Kazakhstan. The 8<sup>th</sup> RILEM Conference on Mechanisms of Cracking and De-bonding in Pavements, RILEM Bookseries, 13, 2016, 139-144, DOI: 10.1007/978/94/024/0867-6-10
- [15] WT-2, Technical Guidelines, Asphalt Pavements on State Roads, Asphalt Mixes. General Directorate for National Roads and Motorways, 2010. Warsaw, Poland (in Polish), [https://www.gddkia.gov.pl/userfiles/articles/d/Dokumenty\\_techniczne/WT2.pdf](https://www.gddkia.gov.pl/userfiles/articles/d/Dokumenty_techniczne/WT2.pdf)
- [16] *Judycki J.*: Bending Test of Asphaltic Mixtures Under Static Loading. *Proceedings of the Fourth International Symposium RILEM, Mechanical Tests for Bituminous Mixes*, Budapest, 1990, 207-233
- [17] *Judycki J.*: Verification of the new viscoelastic method of thermal stress calculation in asphalt layers of pavements. *International Journal of Pavement Engineering*, **19**, 8, 2018, 725-737, DOI: 10.1080/10298436.2016.1199883
- [18] NMEPDG, Guide for Mechanistic-Empirical Design of New and Rehabilitated Pavement Structures. Final Report, Part 2, Design Inputs, National Cooperative Highway Research Program, 2004
- [19] *Sugawara.T., Moriyoshi A.*: Thermal fracture of bituminous mixtures, *Proc. Paving in Cold Areas Mini-Workshop*, 1984, 291-320
- [20] *Gerritsen A.H., Jongeneel D.J.*: Fatigue Properties of Asphalt Mixes Under Conditions of Very Low Loading Frequency. *Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists*, **57**, 1988, 94-115
- [21] *Vinson T.S., Janoo V.C., Haas R.C.G.*: Low Temperature and Thermal Fatigue Cracking. Strategic Highway Research Program Summary Report No. SR-OSU-A-003A-89-1, 1989
- [22] *Jackson N.M.*: Analysis of Thermal Fatigue Distress of Asphalt Concrete Pavements. PhD Thesis, Oregon State University, USA, 1992, 25-67
- [23] *Janoo V., Bayer J., Walsh M.*: Thermal Stress Measurements in Asphalt Concrete. CRREL Report 93-10, US Army Corps of Engineers, 1993, 13-37
- [24] *Jackson N.M., Vinson T.S.*: Analysis of Thermal Fatigue Distress of Asphalt Concrete Pavements. *Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board*, 1545, 1996, 43-48
- [25] *Perez-Jimenez F., Valdes G., Miro R., Botella R., Campana J.M.*: Effect of Thermal Stresses on Fatigue Behaviour of Bituminous Mixes. *Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board*, 2210, 2011, 90-96
- [26] *Steiner D., Hofko B., Dimitrov M., Blab R.*: Impact of Loading Rate and Temperature on Tensile Strength of Asphalt Mixtures at Low Temperatures. The 8<sup>th</sup> RILEM Conference on Mechanisms of Cracking and De-bonding in Pavements, RILEM Bookseries, 13, 2016, 69-74, DOI: 10.1007/978/94/024/0867-6-10
- [27] *Hesp S.A.M., Soleimani A., Subramani S., Philips T., Smith D., Marks P., Tam K.K.*: Asphalt pavement cracking: Analysis of extraordinary life cycle variability in Eastern and Northeastern Ontario. *International Journal of Pavement Engineering*, **10**, 3, 2009, 209-227
- [28] *Judycki J.*: Influence of Low-Temperature Physical Hardening on Stiffness and Tensile Strength of Asphalt Concrete and Stone Mastic Asphalt. *Construction and Building Materials*, **61**, 2014, 191-199, DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2014.03.011