

IPPT Reports on Fundamental Technological Research
1/2014

Pod redakcją Jana Holnickiego-Szulca
i Andrzeja Świercza

MONITOROWANIE OBCIĄŻEŃ I STANU TECHNICZNEGO KONSTRUKCJI MOSTOWYCH

Instytut Podstawowych Problemów Techniki
Polska Akademia Nauk

Warszawa 2014

IPPT Reports on Fundamental Technological Research

ISSN 2299-3657

ISBN 978-83-89687-88-3

Kolegium Redakcyjne/Editorial Board:

Wojciech Nasalski (Redaktor Naczelny/Editor-in-Chief),
Paweł Dłużewski, Zbigniew Kotulski, Wiera Oliferuk,
Jerzy Rojek, Zygmunt Szymański, Yuriy Tasinkevych

Recenzent/Reviewer:

prof. dr hab. inż. Wiesław Ostachowicz

Praca wpłynęła do redakcji 19 marca 2014 roku

Copyright © 2014

Instytut Podstawowych Problemów Techniki Polskiej Akademii Nauk (IPPT PAN)
(Institute of Fundamental Technological Research Polish Academy of Sciences)
Pawińskiego 5B, PL 02-106 Warszawa, Poland

Druk/Printed by:

EXPOL, P. Rybiński J. Dąbek Sp. J., Brzeska 4, 87-800 Włocławek, Poland

Monitorowanie obciążeń i stanu technicznego konstrukcji mostowych

Jan Holnicki-Szulc, Andrzej Świercz

Instytut Podstawowych Problemów Techniki, Polskiej Akademii Nauk

Abstrakt

Podstawowym celem pracy jest przedstawienie wyników prac badawczych przeprowadzonych w ramach projektu MONIT realizowanego w latach 2009–2012. Tematyka tych prac była związana zarówno z rozważaniami teoretycznymi jak i implementacją systemów ukierunkowanych na praktyczne zastosowania.

Część teoretyczna poświęcona jest głównie metodom rozpoznawania obciążeń występujących w transporcie szynowym i drogowym oraz modelowaniu i identyfikacji istotnych (ze względu na bezpieczeństwo) parametrów konstrukcji. Identyfikację przeprowadzono z zastosowaniem gradientowych metod optymalizacyjnych, które – podobnie jak inne podejścia – mogą być wykorzystane do lokalnego monitorowania konstrukcji za pomocą opracowanej wirtualnej izolacji podstruktur.

W odniesieniu do opracowanych rozwiązań praktycznych należy wymienić dynamiczną wagę drogową, dynamiczną wagę kolejową oraz system Moni-Most. Zainstalowana w jezdni dynamiczna waga drogową umożliwia pomiar nacisków osiowych pojazdów w ruchu. System ten pozwala wyselekcjonować te pojazdy, które mogą być przeciążone i przyczyniać się do dewastacji dróg. Podobną funkcję spełnia dynamiczna waga kolejowa, która może dostarczać informacji właścicielowi infrastruktury o przekroczeniu przez składy należące do przewoźników dopuszczalnych nacisków osiowych lub/i prędkości. System Moni-Most jest przeznaczony do monitorowania drgań konstrukcji mostowych wywołanych przez przejeżdżające pojazdy. Jego wdrożenie wykonano jako system zintegrowany z dynamiczną wagą kolejową, która dostarcza danych o obciążeniu konstrukcji.

Przedstawione w monografii rozwiązania mają na celu monitorowanie stanu technicznego infrastruktury transportowej, służą poprawie bezpieczeństwa i zmniejszenia ich awaryjności. Niniejsze opracowanie zawiera również wybrane aspekty związane z zagadnieniem monitorowania i oceny stanu technicznego konstrukcji.

Load and Structural Health Monitoring of truss bridges

Jan Holnicki-Szulc, Andrzej Świercz

Institute of Fundamental Technological Research, Polish Academy of Sciences

Abstract

The main goal of this monograph is to present the results of the research project MONIT accomplished between 2009–2012. The subject of this work was associated with theoretical considerations and with implementation of systems aimed at practical applications.

The theoretical part is mainly devoted to methods for load identification in rail and road transport, and to parametric modeling and identification of structural modifications. The identification has been performed using gradient-based optimization methods, which – like the other approaches – can be used for local substructural monitoring by means of the developed virtual substructure isolation method.

Among the most important developed practical solutions, one should mention the dynamic rail and road weigh-in-motion systems and the Moni-Most system. The first solution, installed in a roadway, measures online vehicle axial loads during their passages. The system enables preliminary selection of potentially overloaded vehicles, which contribute to the devastation of roads. A similar function is provided by the rail weigh-in-motion system, which can provide information to the owner of the rail infrastructure about passage of trains that exceed the admissible axial loads (and/or speed). The Moni-Most system is designed for monitoring of bridge structures based on vibrations caused by passing vehicles. Its implementation was integrated with the rail weigh-in-motion system, which provides information about the current load of the structure.

The presented solutions are designed for technical condition monitoring of transport infrastructure, and they can be used to improve transport safety and reduce the failure rates. This study includes also selected problems related to structural health monitoring.

Spis treści

J. Holnicki-Szulc, A. Świercz

1. Wstęp	9
1.1 Wprowadzenie	9
1.2 Zarys systemów monitorowania	10
1.3 Podstawowe cele i metodyka badań	12
1.4 Koncepcja i układ książki	14
1.5 O autorach	16

K. Sekuła, P. Pawłowski, D. Sala, P. Kołakowski, A. Świercz, D. Wiącek

2. Dynamiczna waga drogowa	21
2.1 Wprowadzenie	21
2.2 Systemy ważenia pojazdów w ruchu drogowym	22
2.3 Belkowy przetwornik nacisku	24
2.3.1 Koncepcja przetwornika	24
2.3.2 Algorytm identyfikacji obciążenia	25
2.3.3 Testy laboratoryjne	28
2.3.4 Symulacje numeryczne	30
2.3.5 Testy polowe	34
2.4 Płytkowy przetwornik nacisku	37
2.4.1 Modelowanie numeryczne przetwornika	38
2.4.2 Badania eksperymentalne przetwornika	42
2.5 Pilotażowa waga drogowa	45
2.5.1 Ogólny opis urządzenia	46
2.5.2 Elementy instalowane w jezdni	47
2.5.3 Elementy układu pomiarowego	47
2.5.4 Instalacja przetworników nacisku	48
2.5.5 Identyfikacja parametrów pojazdów	49
2.5.6 Badania środowiskowe	51
2.6 Podsumowanie	54

*P. Kołakowski, P. Pawłowski, D. Sala, K. Sekuła, A. Świercz, D. Wiącek,
P. Wójcicki*

3. Dynamiczna waga kolejowa	55
3.1 Wprowadzenie	55
3.2 Przegląd systemów ważenia pociągów w ruchu	56
3.3 Koncepcja ważenia składów kolejowych w ruchu	57
3.4 Algorytm identyfikacji obciążenia dynamicznego	59
3.5 Czujniki pomiarowe	62
3.6 Modelowanie interakcji szyna-podkład-grunt	71
3.7 Pilotażowa waga kolejowa	75
3.8 Podsumowanie	84

*P. Kołakowski, A. Mróz, A. Orłowska, P. Pawłowski, D. Sala, K. Sekuła, A. Świercz,
D. Wiącek, P. Wójcicki*

4. System monitorowania stalowego mostu kolejowego	85
4.1 Wprowadzenie	85
4.2 Koncepcja systemu monitorowania mostu	86
4.3 Oprzyrządowanie obiektu	88
4.3.1 Przetworniki pomiarowe	88
4.3.2 Moduły pomiarowe	91
4.3.3 Jednostka centralna systemu SHM	93
4.3.4 Układ zasilania	94
4.3.5 Bezprzewodowa transmisja danych	95
4.4 Modelowanie numeryczne mostu	98
4.4.1 Model belkowo-kratowy	99
4.4.2 Model powłokowo-belkowy	100
4.5 Testy polowe	101
4.5.1 Weryfikacja modeli numerycznych	101
4.5.2 Badania drgań wymuszonych harmonicznie	103
4.6 Podsumowanie	107

Ł. Jankowski, J. Holnicki-Szulc, A. Świercz, M. Mróz, P. Kołakowski

5. Numeryczne metody identyfikacji parametrów konstrukcji	109
5.1 Wprowadzenie	109
5.2 Wprowadzenie do metody dystorsji wirtualnych	110
5.2.1 Modelowanie zmian sztywności	111
5.2.2 Modelowanie odkształceń plastycznych	112
5.2.3 Modelowanie połączenia elementu belkowego z węzłem	114
5.2.4 Modelowanie tłumienia w konstrukcjach kratownicowych	120
5.3 Analiza odwrotna	124

5.3.1	Identyfikacja utraty sztywności	126
5.3.2	Identyfikacja tłumienia materiałowego	132
5.4	Wirtualna izolacja podstruktur i lokalne monitorowanie	134
5.4.1	Metody separacji podstruktur	136
5.4.2	Metoda wirtualnej izolacji podstruktur	136
5.4.3	Podpory wirtualne	137
5.4.4	Izolacja wirtualna	142
5.4.5	Zagadnienia praktyczne	150
5.4.6	Weryfikacja eksperymentalna	152
5.5	Podsumowanie	159

J. Holnicki-Szulc, M. Kokot, P. Kołakowski

6.	System identyfikacji spękań w konstrukcjach betonowych	161
6.1	Wstęp	161
6.2	Koncepcja systemu ELGRID	162
6.3	Podstawy teoretyczne modelowania układów elektrycznych	163
6.3.1	Założenia i podstawowe pojęcia	164
6.3.2	Macierz wpływu	165
6.3.3	Modelowanie defektów za pomocą dystorsji wirtualnych	166
6.3.4	Identyfikacja uszkodzeń	169
6.3.5	Projektowanie sieci czujników	171
6.4	Badania doświadczalne	176
6.4.1	Czujniki pomiarowe	176
6.4.2	Moduł podstawowy I/O	179
6.4.3	Moduł rozszerzony I/O	181
6.4.4	Badania laboratoryjne na przykładzie belki betonowej	185
6.4.5	Badania laboratoryjne na przykładzie płyty betonowej	187
6.5	Podsumowanie	188

*C. Graczykowski, G. Knor, P. Kołakowski, G. Mikułowski, A. Orłowska,
P. Pawłowski, M. Skłodowski, A. Świercz, R. Wiszowaty, T. Zieliński*

7.	Wybrane zagadnienia monitorowania	189
7.1	System monitorowania stanu deformacji konstrukcji stadionu	189
7.1.1	Wstęp	189
7.1.2	Wybór monitorowanych elementów konstrukcji i czujników	190
7.1.3	Strategie pomiarowe	197
7.1.4	Wyniki pomiarowe	198
7.2	Impaktor – koncepcja obciążania impulsowego konstrukcji	199
7.3	Wibroakustyczna metoda identyfikacji źródeł hałasu	207
7.3.1	Podstawy metody kształtowania wiązki sygnału akustycznego	207
7.3.2	Badania eksperymentalne	211

7.4	Wykrywanie delaminacji w kompozytach metodą termiczną	213
7.4.1	Wstęp	213
7.4.2	Modelowanie numeryczne	215
7.4.3	Testy laboratoryjne	218
7.5	Modelowanie procesu twardnienia betonu	220
Bibliografia		237

Wstęp

Jan Holnicki-Szulc
Andrzej Świercz

1.1 Wprowadzenie

Przedstawiony w książce materiał jest wynikiem czteroletnich badań prowadzonych przez autorów ukierunkowanych na monitorowanie stanu technicznego mostów oraz obciążeń w ruchu drogowym i kolejowym. Obejmują one zarówno rozważania teoretyczne jak i badania laboratoryjne oraz polowe. Ten główny nurt jest wzbogacony o tematy pokrewne związane z konstrukcjami betonowymi i kompozytowymi, a także zagadnienia wibroakustyczne. Prace te są rezultatem głównie projektu MONIT – *Monitorowanie Stanu Technicznego Konstrukcji i Ocena Jej Żywotności* (POIG 01.01.02-00-013/08) realizowanego w latach 2009–2012 w Instytucie Podstawowych Problemów Techniki (IPPT) PAN w Warszawie. Badania dotyczące modelowania procesu twardnienia betonu są częstokwem wynikiem projektu *Innowacyjne spoiwa cementowe i betony z wykorzystaniem popiołu lotnego wapiennego* (POIG.01.01.02-24-005/09). Celem projektu MONIT było opracowywanie innowacyjnych rozwiązań technologicznych w zakresie metod i systemów monitorowania stanu konstrukcji oraz ostrzegania o możliwych sytuacjach awaryjnych. W realizację zadań badawczych zaangażowane były następujące jednostki naukowe: Politechnika Warszawska (Wydział Transportu – koordynator projektu, Wydział Inżynierii Lądowej, Wydział Mechatroniki, Wydział Samochodów i Maszyn Roboczych), Akademia Górniczo-Hutnicza (AGH) w Krakowie oraz Instytut Maszyn Przepływowych (IMP) PAN w Gdańsku. Partnerzy projektu rozwijali własne, innowacyjne rozwiązania monitorowania konstrukcji w zakresie swoich specjalizacji. Rezultaty zespołu IMP PAN obejmujące aspekty modelowania konstrukcji lotniczych i morskich, a także badań laboratoryjnych i polowych zostały przedstawione w pracy [1].

Monografia jest skierowana do Czytelników zainteresowanych tematyką monitorowania eksploatowanych konstrukcji oraz chcących poszerzyć swoją wiedzę w zakresie technik pomiarowych, w tym rozwiązań sprzętowych.

1.2 Zarys systemów monitorowania

Wraz z ciągłym rozwojem innowacyjnych, automatycznych systemów monitorowania stanu technicznego konstrukcji (ang. *Structural Health Monitoring*, SHM) rosną możliwości zastępowania w tej funkcji tradycyjnych, nieniszczących metod diagnostycznych NDT (ang. *non-destructive testing*), takich jak metody ultradźwiękowe, emisji akustycznej czy radiograficzne. Pozwalają one (jako metody testów lokalnych) ocenić stan materiału na drodze kosztownych, okresowych inspekcji, co jest mało efektywne ekonomicznie. Obecne tendencje zmierzają w kierunku zintegrowania systemów monitorowania na stałe z elementami konstrukcji, także na etapie ich produkcji (idea tzw. *embedded systems*). Systemy te z założenia mają umożliwić ciągle monitorowanie stanu technicznego, także w trakcie normalnej eksploatacji konstrukcji, zwiększając tym samym bezpieczeństwo użytkowania oraz obniżając w dużym stopniu koszty utrzymania obiektu.

Technologie, które znalazły najszersze zastosowanie w rozwiązaniach typu *embedded system* to sensory wykorzystujące efekt piezoelektryczny oraz włókna światłowodowe. Istnieją również rozwiązania oparte na systemach MEMS oraz materiałach magnetostrykcyjnych. Powszechnie stosowanymi materiałami piezoelektrycznymi są ceramika PZT (ang. *lead titanate zirconate*) oraz folia PVDF (ang. *polyvinylidene fluoride*). Przetworniki piezoelektryczne są stosowane zarówno do wzbudzania jak i detekcji fal sprężystych w materiale (tzw. fale Lamba). Identyfikacja uszkodzeń w materiale (pęknięcia, delaminacja) jest wynikiem dynamicznej analizy propagacji fal w materiale. Przetworniki piezoelektryczne służą także do detekcji sygnałów w metodach emisji akustycznej. Włókna światłowodowe są stosowane jako sensory deformacji, pracujące w układach interferometrycznych lub z zastosowaniem siatek Bragga. Dąży się do tego, aby integrować elementy aktywne w materiale konstrukcyjnym już na etapie jego produkcji. Otrzymuje się w ten sposób ustroje zintegrowane z systemami inteligentnymi, które można nazwać *kompozytami inteligentnymi* (KI – z powodu braku dobrego odpowiednika polskiego terminu *embedded system*) o umożliwiającymi samo-detekcję uszkodzeń lub sterowalnych właściwościach.

Wśród bogatej literatury dotyczącej pierwszej grupy aplikacji (SHM) na uwagę z pewnością zasługuje kilka ciekawych rozwiązań systemów monitorowania.

Zaprezentowany w przykładowym układzie patentowym [2], system monitorowania konstrukcji składa się z aktywatorów piezoceramicznych, natomiast rolę sensorów wzbudzonych fal sprężystych pełnią włókna światłowodowe. W innym rozwiązaniu [3], przetworniki piezoelektryczne oraz elementy światłowodowe zintegrowane w jednej obudowie są rozmieszczane na powierzchni badanego elementu tworząc rozproszoną sieć czujników. Na uniwersytecie Stanford (USA) została opracowana i wdrożona koncepcja tzw. *SMART Layer* [4]. Cienka warstwa zawierająca siatkę połączonych elektrycznie przetworników piezoelektrycznych jest zespolona z powierzchnią elementu lub pomiędzy warstwami laminatu. Przetworniki piezoelektryczne pełnią rolę sensorów/aktywatorów fal sprężystych. Technologia wytwarzania struktur typu SMART Layer została przedstawiona w [5]. W pracy [6] została opisana koncepcja systemu monitorowania oparta na metodzie emisji akustycznej, wykorzystująca zintegrowaną sieć czujników z piezo-folii PVDF. Z kolei w pracy [7] przedstawiono koncepcję zastosowania PWAS (ang. *piezoelectric-wafer active sensor*). W nietypowym rozwiązaniu w patencie [8], z powierzchnią badanego elementu współpracuje elastyczny obwód elektryczny zawierający układy tensometryczne do pomiaru odkształceń oraz układy ścieżek przewodzących o określonym kształcie do wykrywania pęknięć.

Monitorowanie stanu technicznego mostów doczekało się wielu spektakularnych przykładów w krajach Dalekiego Wschodu (Chiny, Korea Płd., Japonia), w których oprzyrządowane licznymi sensorami wielkie, nowe mosty wiszące zbierają mnóstwo danych pomiarowych, co wymuszane jest przez rozwijający się sektor produkujący rozliczne czujniki pomiarowe. Nie przekłada się to jednak na proporcjonalny wzrost wiedzy o bezpieczeństwie konstrukcji. Z jednej strony w nowych konstrukcjach mostowych nie ujawniają się defekty związane z ich użytkowaniem, z drugiej zaś wciąż brakuje skutecznych algorytmów zdolnych do identyfikacji przyczyny powodującej niestandardową reakcję konstrukcji.

Informacje o najnowszych technologiach, metodach i trendach w dziedzinie badań nieniszczących, systemów monitorowania stanu konstrukcji oraz materiałach inteligentnych można znaleźć w materiałach konferencyjnych:

- *Damage Assessment of Structures (DAMAS)*: Pescara (Włochy, 1995), Sheffield (Wlk. Brytania, 1997), Dublin (Irlandia, 1999), Cardiff (Wlk. Brytania, 2001), Southampton (Wlk. Brytania, 2003), Gdańsk (Polska, 2005), Torino (Włochy, 2007), Beijing (Chiny, 2009), Oxford (Wlk. Brytania, 2011), Dublin (Irlandia, 2013);

- *European Workshop on Structural Health Monitoring* (EWSHM): Cachan (Francja, 2002), Munich (Niemcy, 2004), Granada (Hiszpania, 2006), Kraków (Polska, 2008), Sorrento (Włochy, 2010), Dresden (Niemcy, 2012);
- *International Workshop on Structural Health Monitoring* (IWSHM): Stanford University (USA) – od 1997 roku ogłaszane cyklicznie co dwa lata, <http://structure.stanford.edu/workshop>;
- *Asia-Pacific Workshop on Structural Health Monitoring* (APWSHM): Yokohama (Japonia, 2006), Melbourne (Australia, 2008), Tokyo (Japonia, 2010), Melbourne (2012), Shenzhen (Chiny, 2014);

oraz czasopismach tematycznych:

- *Structural Health Monitoring: An International Journal*, wydawane przez Sage Publications, <http://www.sagepub.co.uk>;
- *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, wydawane przez Sage Publications, <http://www.sagepub.co.uk>;
- *Smart Materials and Structures*, wydawane przez Institute of Physics, <http://www.iop.org>;
- *Structural Control and Health Monitoring*, wydawane przez Wiley, <http://www.wiley.com>;
- *Mechanical Systems and Signal Processing*, wydawane przez Elsevier, <http://www.journals.elsevier.com>.

Bogactwo prac pokazuje, że mamy do czynienia z aktualną tematyką badawczą prowadzoną w światowych laboratoriach, która kreuje innowacyjne rozwiązania technologiczne. Przegląd systemu informatycznego Komisji Europejskiej CORDIS dostarcza także ciekawych informacji na temat liczby finansowanych w ostatnich Programach Ramowych projektów badawczych poświęconych tematom związanych z *embedded systems*.

1.3 Podstawowe cele i metodyka badań

Podstawowym celem monografii jest przedstawienie nowych technologii monitorowania stanu technicznego kolejowej i drogowej infrastruktury transportowej, zaprezentowanie ich poprzez stworzenie unikalnych demonstratorów oraz promocja tych innowacyjnych rozwiązań.

W szczególności, trzy opracowane rozwiązania technologiczne są na tyle obiecujące, że mogą być w przyszłości powszechnie stosowane:

- dynamiczna waga drogowa (DWD) to urządzenie, którego głównym celem jest dostarczenie zainteresowanemu użytkownikowi informacji o masach i prędkościach przejeżdżających pojazdów. Rejestracja danych pomiarowych, na podstawie których wyznaczane są parametry, odbywa się bez konieczności nakładania ograniczeń na ruch pojazdów;
- dynamiczna waga kolejowa (DWK) to system, który dostarcza informacje o naciskach osiowych i prędkościach pociągów na bieżąco, które są dostępne za pośrednictwem sieci internetowej;
- system Moni-Most przeznaczony do monitorowania stanu technicznego mostów kolejowych i drogowych za pomocą rozmieszczonych na obiekcie układu czujników. Rejestrują one kontrolowane drgania wymuszone lub wywołane przejazdem pojazdów. W tym przypadku system jest wspomagany przez wagę DWD lub DWK dostarczając informacji o obciążeniu.

Opracowanie wyżej wymienionych systemów wymagało od autorów wiedzy z kilku dziedzin, co wymuszało podjęcie interdyscyplinarnych badań, które obejmowały:

- modelowanie numeryczne badanych obiektów wraz z ich weryfikacją eksperymentalną;
- system sensorów pomiarowych (akcelerometry, piezoelektryczne i tensometryczne czujniki odkształceń, czujniki przemieszczeń i siły) wraz z układem akwizycji danych;
- algorytmy numeryczne do interpretacji wyników oraz identyfikacji defektów poprzez rozwiązywanie optymalizacyjnego problemu odwrotnego (np. identyfikacja defektów w elementach konstrukcji na podstawie pomierzonej odpowiedzi różnej od wzorcowej);
- elektroniczny system bezprzewodowej tele-transmisji danych do zdalnego komputera;
- utworzenie oprogramowania do przetwarzania zarejestrowanych danych pomiarowych, w tym analizy statystycznej, i udostępnienie ich autoryzowanemu użytkownikowi (np. służby PKP-PLK) za pośrednictwem sieci internetowej. Wyniki są prezentowane za pomocą graficznej aplikacji dostosowanej do potrzeb odbiorcy.

Prognozowanie pozostałego czasu eksploatacji konstrukcji mostu może być oparte na monitorowaniu – z wykorzystaniem wag DWD oraz DWK – skumulowanego obciążenia eksploatacyjnego i wykorzystanie go do analizy zmęczeniowej obiektu.

1.4 Koncepcja i układ książki

Treść monografii jest zdominowana przez zadania badawcze realizowane wyłącznie przez IPPT PAN w ramach projektu MONIT, których wynikiem są techniki monitorowania infrastruktury transportowej w zakresie SHM (ang. *Structural Health Monitoring*). Monitorowanie oparte jest na analizie globalnej odpowiedzi konstrukcji i rozwiązaniu zadania odwrotnego – w odróżnieniu od wysokoczęstotliwościowych technik identyfikujących defekty na podstawie lokalnej analizy propagacji fal sprężystych. Działania prowadzone przez zespół badawczy ukierunkowane były na kompleksowe opracowanie systemów: tj. koncepcji, metodologii, oprogramowania, rozwiązań sprzętowych oraz ich demonstratorów. W obszarze zainteresowań znalazł się również stadion, którego elementy konstrukcyjne poddawane są znacznym obciążeniom wywoływanym przez rytmicznie reagujący tłum w trakcie imprez masowych.

Koncepcja monitorowania mostów jest oparta na technikach pośrednich pomiarów obciążeń wywołanych przez poruszające się pojazdy, tj. „ważenia” w ruchu (ang. *Weight in Motion*, WIM) drogowym i szynowym. Zweryfikowany eksperymentalnie model numeryczny mostu, obciążany fizycznie zważonym w czasie przejazdu pojazdem, pozwala na obliczenie spodziewanej odpowiedzi dynamicznej konstrukcji. Jeśli ta odpowiedź różni się znacząco od odpowiedzi zarejestrowanej przez czujniki na wybranych elementach konstrukcji w czasie przejazdu, to znaczy, że mamy do czynienia z defektem konstrukcji. Defekt ten może być zidentyfikowany rozwiązując optymalizacyjny problem odwrotny. Alternatywnie, można identyfikować defekty konstrukcyjne na podstawie wymuszeń harmonicznnych lub uderowych o zaprojektowanym profilu.

Monografia podzielona jest na osiem części:

- Rozdział 1 zawiera uzasadnienie podjęcia prac badawczych oraz cel i zakres opracowania. Podkreślono korzyści wynikające z zastosowania kompleksowych rozwiązań technologicznych do monitorowania stanu technicznego konstrukcji. Obecne kierunki rozwoju tych systemów skupiają się na zintegrowanym układzie czujników z badaną konstrukcją. Dane pomiarowe mogą być dalej przesyłane bezprzewodowo do centrum obliczeniowego w celu dalszej ich analizy. Literatura dotycząca szczegółowych zagadnień jest przedstawiona w poszczególnych rozdziałach.
- Rozdział 2 dotyczy ważenia poruszających się pojazdów w ruchu drogowym. Przedstawiono w nim wybrane systemy monitorowania obciążeń, a w dalszej części opisano opracowane i zrealizowane koncepcje ważenia z wykorzystaniem dwóch rodzajów przetworników nacisku: belkowego

i płytowego. W rozdziale zawarto także wyniki symulacji numerycznych oddziaływania przetwornika i poruszającego się po nim koła pojazdu. W tej sekcji umieszczono również wyniki otrzymane z przeprowadzonych badań laboratoryjnych oraz z zainstalowanego urządzenia w warunkach polowych.

- W rozdziale 3 opisano wybrane komercyjne systemy monitorowania obciążeń w ruchu kolejowym oraz przedstawiono koncepcję i wykonanie pilotażowego urządzenia. Omówiono zaimplementowany algorytm identyfikacji obciążeń, wykorzystane czujniki pomiarowe oraz przeprowadzone symulacje numeryczne i badania laboratoryjne. W dalszej części opisano pilotażową instalację polową wagi z wykorzystaniem przemysłowego komputera z wbudowanym układem do bezprzewodowej transmisji danych pomiarowych.
- Rozdział 4 jest poświęcony systemowi monitorowania mostu kolejowego, którego koncepcję opracowano na przykładzie obiektu zlokalizowanego w Nieporęcie. W tej części monografii przedstawiono oprzyrządowanie konstrukcji oraz wagi kolejowej zlokalizowanej w pobliżu mostu. Przedstawiono autorskie opracowania modułów do akwizycji i bezprzewodowej transmisji danych. Przeprowadzono rejestracje drgań mostu wywołanych przejazdem pociągu towarowego, szynobusu i wzbudnikiem harmonicznym oraz wykonano operacyjną analizę modalną mostu. Wybrane rezultaty porównano z wynikami numerycznymi uzyskanymi na podstawie modelu belkowego i powłokowego.
- Tematem rozdziału 5 jest zastosowanie metod numerycznych do modelowania zmian i identyfikacji parametrów na przykładzie konstrukcji szkieletowych z wykorzystaniem metody dystorsji wirtualnych. Modyfikacje dotyczą zmian sztywności elementów i połączeń węzłowych, deformacji plastycznych i tłumienia. Pokazano, że problem identyfikacji parametrów konstrukcji można sformułować jako zadanie gradientowej optymalizacji. W tym rozdziale opisano również oryginalną metodę lokalnego monitorowania konstrukcji za pomocą wirtualnej izolacji podstruktur.
- W rozdziale 6 jest rozważana koncepcja identyfikacji spękań w konstrukcjach betonowych. Jest ona oparta na zastosowaniu sieci czujników elektrycznych trwale naniesionych na badaną powierzchnię. Pojawienie się rys na betonowej powierzchni towarzyszy przerwaniu połączenia elektrycznego. Zadanie monitorowania ciągłości wierzchniej warstwy tego typu konstrukcji sprowadzono do problemu lokalizacji zmian parametrów w struk-

turze sieci elektrycznej. W rozdziale zawarto podstawy teoretyczne modelowania układów elektrycznych, uszkodzeń (przerwań obwodów) i ich identyfikacji. Ponadto, opisano podstawowe badania laboratoryjne z wykorzystaniem czujników drucikowych wykonanych z różnych materiałów.

- Rozdział 7 jest poświęcony wybranym zagadnieniom związanych z monitorowaniem konstrukcji. Pierwsze z tych zagadnień dotyczy zainstalowanego systemu monitorowania drgań konstrukcji na przykładzie Stadionu Klubu Piłkarskiego *Legia Warszawa*. Wykorzystano tu czujniki światłowodowe umieszczone na elementach konstrukcyjnych obiektu rejestrujące drgania wywołane ruchem tłumu. W tym rozdziale przedstawiono również koncepcję urządzenia do impulsowego wzbudzania drgań konstrukcji, o profilu wymuszenia kontrolowanym w czasie rzeczywistym. Wybór takiego obciążania może mieć istotny wpływ na powodzenie rozwiązania problemu odwrotnego. Kolejne podrozdziały dotyczą identyfikacji źródeł hałasu za pomocą metod wibroakustycznych (projektowanie ekranów akustycznych) oraz termiczną metodę do identyfikacji delaminacji w konstrukcjach kompozytowych. Ciekawym uzupełnieniem tematyki monitorowania konstrukcji betonowych jest modelowanie procesu ich twardnienia z uwzględnieniem uwalnianej energii cieplnej. Ma ona kluczowe znaczenie w przypadku masywnych konstrukcji i może wywoływać spękania w młodym betonie.
- W zakończeniu monografii umieszczono spis bibliograficzny w odnoszący się do wszystkich rozdziałów.

1.5 O autorach

Grupę badawczą *Smart-Tech Centre* (<http://smart.ippt.pan.pl>), w skład której wchodzi wszyscy autorzy monografii, tworzą osoby zatrudnione w Pracowni Inżynierii Bezpieczeństwa (IB) w Zakładzie Technologii Inteligentnych (ZTI) IPPT PAN (<http://ippt.pan.pl>) oraz wywodzący się z niej pracownicy firmy Adaptronica sp. z o.o. (<http://www.adaptronica.pl>). Pracownia IB, kierowana przez prof. Jana Holnickiego-Szulca, zajmuje się technologiami innowacyjnymi w zakresie monitorowania stanu technicznego konstrukcji i systemów inżynierskich oraz adaptacyjnego rozpraszania energii. Technologie te, obok nowych wyzwań poznawczych, mają duże możliwości zastosowań w różnych gałęziach przemysłu, np. w transporcie (naziemnym, wodnym i powietrznym), budownictwie i energetyce. W 2008 r. byli doktoranci Pracowni IB utworzyli firmę

typu spin-off – Adaptronica, współpracującą ściśle z IPPT w zakresie działań badawczo-rozwojowych oraz transferu technologii. Wyniki wcześniejszych prac badawczych zespołu *Smart-Tech Centre* zostały opublikowane w 2008 r. w monografii *Smart Technologies for Safety Engineering* u renomowanego wydawcy – John Wiley & Sons. Opracowanie to obejmuje zagadnienia identyfikacji parametrów konstrukcji i obciążeń dynamicznych, adaptacyjnego rozpraszania energii udarowej (ang. *Adaptive Impact Absorption, AIA*), a także zagadnienia wibroakustyczne.

Współautorzy monografii. Na fotografii 1.5 znaleźli się współautorzy poszczególnych rozdziałów monografii z wyszczególnieniem obecnego miejsca zatrudnienia, tytuł obronionej lub przygotowywanej rozprawy naukowej, jednostek naukowych nadających stopień oraz rok nadania stopnia naukowego. Poniżej podajemy nazwiska współautorów. W górnym rzędzie od lewej stoją:

DAMIAN SALA (Adaptronica) – rozprawa doktorska: *Opracowanie metodologii wykrywania wycieków w sieciach dystrybucji wody pitnej oraz optymalnego sterowania przepływem (metodologia, oprogramowanie i eksperyment)*, Politechnika Warszawska, praca w przygotowaniu.

PRZEMYSŁAW KOŁAKOWSKI (Adaptronica) – rozprawa doktorska: *Analiza wrażliwości i optymalne projektowanie konstrukcji kratowych metodą dystorsji wirtualnych*, IPPT PAN, 1998; tytuł doktora habilitowanego: Instytut Maszyn Przepływowych PAN, 2013.

GRZEGORZ KNOR (IPPT PAN) – rozprawa doktorska: *Identyfikacja, modelowanie i sterowanie polami temperatury w konstrukcjach betonowych*, IPPT PAN, praca w przygotowaniu.

TOMASZ G. ZIELIŃSKI (IPPT PAN) – rozprawa doktorska: *Metoda impulsowych dystorsji wirtualnych z zastosowaniem do modelowania i identyfikacji defektów w konstrukcjach*, IPPT PAN, 2004.

MAREK KOKOT (Adaptronica) – rozprawa doktorska: *Damage identification in electrical network for structural health monitoring*, IPPT PAN, 2011.

PAWEŁ WÓJCICKI (IPPT PAN).

MAŁGORZATA MRÓZ (Adaptronica) – rozprawa doktorska: *Metoda Dystorsji Wirtualnych w modelowaniu tłumienia ustrojów sprężystych i ich projektowaniu*, IPPT PAN, praca w przygotowaniu.

ARKADIUSZ MRÓZ (Adaptronica) – rozprawa doktorska: *Adaptacyjna absorpcja obciążeń od ekstremalnych podmuchów wiatru w turbinach wiatrowych*, IPPT PAN, 2013.



Rysunek 1.1. Fotografia współautorów monografii.

W dolnym rzędzie od lewej siedzą:

- DARIUSZ WIĄCEK (Adaptronica) – rozprawa doktorska: *Monitorowanie, ocena i przewidywanie rozwoju zniszczeń w budynkach historycznych*, IPPT PAN, 2001.
- RAFAŁ WISZOWATY (IPPT PAN) – rozprawa doktorska: *Adaptacyjne rozpraszanie energii uderzenia obiektu w przeszkodę przy zastosowaniu absorbera pneumatycznego AIA*, IPPT PAN, praca w przygotowaniu.
- CEZARY GRACZYKOWSKI (IPPT PAN) – rozprawa doktorska: *Inflatable Structures for Adaptive Impact Absorption*, IPPT PAN, 2012.
- ŁUKASZ JANKOWSKI (IPPT PAN) – rozprawa doktorska: *Modelling and simulation of light propagation in non-aged and aged step-index polymer optical fibres*, Uniwersytet Poczdamski, 2004; tytuł doktora habilitowanego: *Dynamic load identification for structural health monitoring*, IPPT PAN, 2014.
- PIOTR PAWŁOWSKI (IPPT PAN) – rozprawa doktorska: *Systemy adaptacyjnej absorpcji obciążeń udarowych: identyfikacja udaru, sterowanie absorberów, dyssypacja energii*, IPPT PAN, 2011.
- MAREK SKŁODOWSKI (IPPT PAN) – rozprawa doktorska: *Zmodyfikowana metoda holograficznego pomiaru sumy naprężeń głównych w modelach elastooptycznych*, IPPT PAN, 1980.
- JAN HOLNICKI-SZULC (IPPT PAN) – profesor, kierownik Zakładu Technologii Inteligentnych i Pracowni Inżynierii Bezpieczeństwa w IPPT PAN.
- ANITA ORŁOWSKA (IPPT PAN/Adaptronica) – rozprawa doktorska: *Delaminacja wiotkich ustrojów sprężystych – modelowanie, identyfikacja, sterowanie*, IPPT PAN, 2007.
- KRZYSZTOF SEKUŁA (Adaptronica) – rozprawa doktorska: *Real-time dynamic load identification*, IPPT PAN, 2011.
- GRZEGORZ MIKUŁOWSKI (IPPT PAN) – rozprawa doktorska: *Adaptive impact absorbers based on magnetorheological fluids*, IPPT PAN, 2008.
- ANDRZEJ ŚWIERCZ (IPPT PAN) – rozprawa doktorska: *Identyfikacja defektów w konstrukcjach prętowych na podstawie metody dystorsji wirtualnych w domenie częstości*, IPPT PAN, 2008.

Dynamiczna waga drogowa

Krzysztof Sekuła

Piotr Pawłowski

Damian Sala

Przemysław Kołakowski

Andrzej Świercz

Dariusz Wiącek

2.1 Wprowadzenie

Rozdział jest poświęcony dynamicznym wagom drogowym (ang. *Weigh-in-Motion*, WIM), których celem jest identyfikacja obciążeń występujących w transporcie drogowym. Przedstawiono aspekty koncepcyjne, technologiczne i wykonawcze dynamicznej wagi drogowej (DWD). W opracowaniu zawarto wyniki prac przeprowadzonych na dwóch wersjach urządzenia: o konstrukcji belkowej oraz płytowej. Identyfikację obciążeń oparto na pomiarach lokalnych odkształceń powstałych na powierzchni deformowanego obiektu, który jako całość (wraz z układami elektronicznymi) stanowi tzw. *detektor nacisku*. Badania przedstawione w tym rozdziale oparto na analizie numerycznej z zastosowaniem metody elementów skończonych (MES) w celu wstępnego sprawdzenia opracowanej koncepcji. W dalszej części przedstawiono wyniki testów laboratoryjnych proponowanych urządzeń, które miały na celu weryfikację modelu MES oraz uzyskanie wstępnych danych do późniejszej kalibracji urządzenia. Ważnym elementem pracy było sprawdzenie czynników mających wpływ na rezultat identyfikacji obciążeń oraz weryfikacja opracowanych algorytmów. Jako końcowy etap działań przyjęto badania doświadczalne urządzeń w warunkach drogowych.

Główne zadania badawcze w ramach opracowania wagi DWD to:

- opracowanie koncepcji i wykonanie dynamicznej wagi drogowej opartej na przetworniku belkowym i płytowym;

- opracowanie technik pomiarowych (rozwiązań sprzętowych) pozwalających na identyfikację obciążeń dynamicznych w czasie rzeczywistym;
- dostosowanie i wykorzystanie nowej klasy tanich sensorów inteligentnych, bazujących na czujnikach piezoelektrycznych;
- modelowanie numeryczne drgań przetworników pod dynamicznym obciążeniem;
- opracowanie i implementacja algorytmów do identyfikacji obciążeń;
- przeprowadzenie badań polowych z uwzględnieniem oddziaływań środowiskowych.

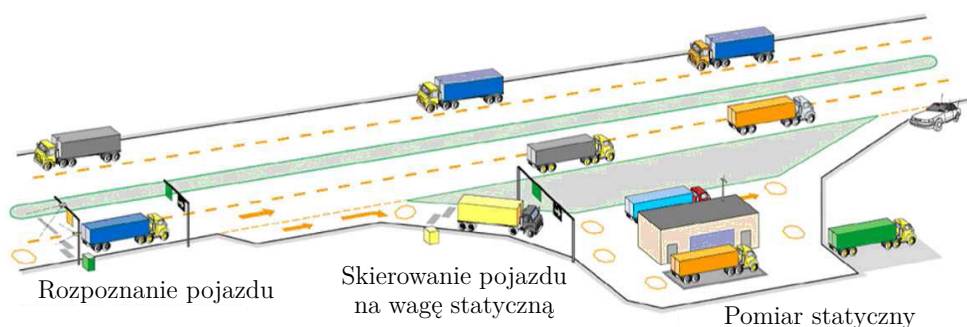
2.2 Systemy ważenia pojazdów w ruchu drogowym

System ważenia pojazdów samochodowych w ruchu (WIM) zaproponowano jako alternatywę standardowych wag statycznych. W tego typu urządzeniach pomiar parametrów z założenia ma być wykonywany podczas przejazdu pojazdu samochodowego z prędkością „drogową” bez konieczności nakładania dodatkowych ograniczeń administracyjnych. Systemy służące do ważenia pojazdów w ruchu są umieszczane w nawierzchni drogi, najczęściej w sposób inwazyjny [9]. Układy typu WIM składają się zwykle z czujników nacisku oraz pętli indukcyjnych [10], których zadaniem jest detekcja obecności pojazdów w strefie pomiaru [11].

Omawiane urządzenia stosowane są do celów statystycznych, aby określać np. natężenie ruchu pojazdów na danym odcinku drogi. Znane są również rozwiązania, w których zespół czujników nacisku jest używany jako waga preselekcyjna do wykrywania przeciążonych samochodów. Schemat systemu tego typu zilustrowano na rys. 2.1, którego działanie podzielono na trzy etapy:

- rozpoznanie pojazdu – *mainline WIM with AVI*, (ang. *Automatic Vehicle Identification, AVI*);
- skierowanie pojazdu potencjalnie przeciążonego na statyczną wagę referencyjną (*ramp WIM*);
- pomiar statyczny (*static scale*).

Pomiar dwustopniowy [11] (dynamiczny i następnie statyczny) jest konieczny, gdy rozważamy działania prewencyjne – karanie kierowców za przekroczenie dopuszczalnych limitów nacisków. Tego typu procedura jest spowodowana niewystarczającą dokładnością urządzeń typu WIM, jak również brakiem stosownych przepisów prawnych.



Rysunek 2.1. Schemat systemu WIM ze styczną wagą referencyjną [12].

Systemy ważenia pojazdów można sklasyfikować na podstawie zakresu prędkości poruszających się pojazdów w czasie pomiaru. Można tu wyróżnić wysokoprędkościowe systemy ważenia (ang. *high speed WIM*) przystosowane do detekcji masy przy prędkościach większych niż 15 km/h oraz niskoprędkościowe systemy (ang. *low speed WIM*) [13] mierzące masę pojazdów przy prędkości poniżej 15 km/h.

Innym kryterium klasyfikacji systemów ważenia jest sposób instalacji czujników. W zależności od aplikacji stosowane są urządzenia montowane na stałe lub tymczasowo. Systemy montowane na stałe mogą być stosowane do pomiarów dla celów statystycznych jak np. zliczanie pojazdów, mierzenie średniej wartości nacisków lub prędkości pojazdów. Urządzenia przenośne stosowane są do badań krótkoterminowych [13], np. jako uzupełnienie punktów statycznej kontroli masy pojazdów.

Systemy ważące w ruchu mogą być również podzielone ze względu na wymiary poprzeczne czujnika nacisku. Jest to o tyle istotne, że związane jest bezpośrednio z zasadą działania urządzenia [14]. Do pierwszej grupy można zaliczyć urządzenie, w którym przetwornikiem nacisku jest oprzyrządowana stalowa płyta. Tego typu przetworniki są znacznie szersze niż strefa kontaktu opony z nawierzchnią drogi. W tej grupie urządzeń algorytm estymacji nacisku może być oparty na amplitudzie sygnału wygenerowanego z czujnika. Drugą grupę stanowią *czujniki taśmowe*, które mają niewielką szerokość i określanie wartości nacisku odbywa się poprzez operację całkowania wygenerowanego sygnału.

Dynamiczne wagi drogowe w odniesieniu do wag statycznych mają następujące zalety:

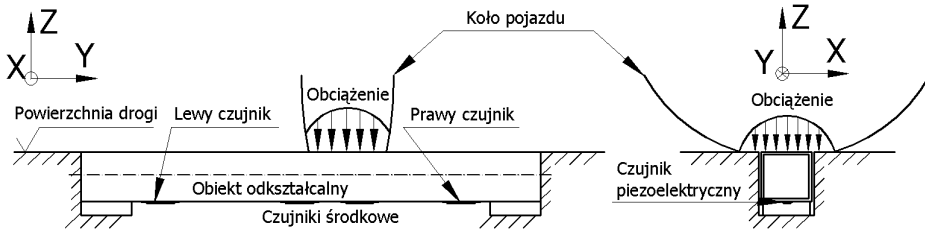
- możliwość detekcji obciążeń bez konieczności nakładania ograniczeń prędkości pojazdów (brak utrudnień w ruchu) [11];
- możliwość przeprowadzania długoterminowych pomiarów (użyteczność danych dla celów statystycznych i planistyczno-projektowych);
- możliwość identyfikacji innych parametrów poruszających się pojazdów (np. prędkość).

Warto jednak nadmienić, że posiadają one również wady. Jedną z nich jest ograniczona precyzja urządzeń. Najlepsze przetworniki nacisku pozwalają na detekcję obciążenia 95% pojazdów z dokładnością nie gorszą niż 6% w odniesieniu do pomiaru statycznego. Istnieje różnica pomiędzy wartością obciążenia określoną w sposób dynamiczny i statyczny, a tylko ta ostatnia może być w Polsce wykorzystywana np. dla celów penalizacji przewoźników za przekraczanie limitów wagowych. Oferowane obecnie komercyjnie systemy ważące pojazdy w ruchu, charakteryzuje dość wysoka cena. Powoduje to duże ograniczenie w powszechnym zastosowaniu. Zbudowanie układu tańszego o porównywalnych parametrach metrologicznych do systemów oferowanych na rynku stanowi jedną z podstawowych motywacji autorów do opracowania nowego typu urządzenia.

2.3 Belkowy przetwornik nacisku

2.3.1 Koncepcja przetwornika

Głównym elementem konstrukcyjnym przetwornika nacisku jest stalowa belka. Belka wraz z czujnikami odkształceń i układami elektronicznymi stanowi przetwornik nacisku (detektor nacisku). Element ten jest podparty symetrycznie na końcach i zainstalowany w jezdni w taki sposób, aby górna powierzchnia belki była zlicowana z nawierzchnią drogi (por. rys. 2.2) by nie powodować obniżenia komfortu w czasie przejazdu przez wagę. Detektor nacisku jest umieszczony poprzecznie do kierunku jazdy na połowie pasa ruchu, przy czym obciążenie z jednego koła każdej osi pojazdu przekazywane jest na ten przetwornik. Do pomiaru odkształceń belki wykorzystano ceramiczne płytki piezoelektryczne, które umieszczono na jej dolnej, prostokątnej powierzchni. Czujniki rozłożono wzdłuż jej dłuższej osi, symetrycznie względem krótszej osi. Do estymacji wartości nacisków przypadających na oś pojazdu wykorzystuje się pomiar sprężystej deformacji belki w funkcji czasu.



Rysunek 2.2. Schemat koncepcji belkowego przetwornika nacisku.

2.3.2 Algorytm identyfikacji obciążenia

W rzeczywistych warunkach drogowych pojazdy charakteryzują się różnymi parametrami technicznymi, a prędkość ruchu może zmieniać się w dość szerokim zakresie. Z tego powodu algorytm identyfikujący obciążenia powinien uwzględniać: pozycję koła pojazdu y na detektorze nacisku, prędkość pojazdu v oraz wartość obciążenia działającego na belkę pomiarową. Podstawowym założeniem przyjmowanym w algorytmie jest liniowa zależność pomiędzy dynamicznym obciążeniem a sygnałami pomiarowymi rejestrowanymi przez czujniki. Wynika to z niewielkich odkształceń belki w zakresie sprężystym.

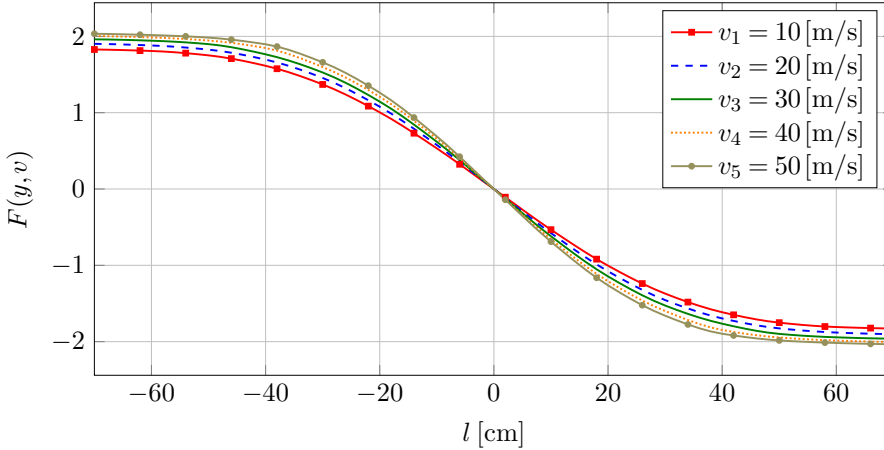
W pierwszym kroku algorytmu wyznaczana jest prędkość ważonego pojazdu. Najprostszą metodą jest użycie dwóch umieszczonych równolegle na jednym pasie ruchu detektorów nacisku oddalonych od siebie o znaną odległość. Takie rozwiązanie nie powoduje dodatkowej komplikacji systemu ważenia i konieczności wyposażania go w czujniki prędkości. Alternatywnie, można wykorzystać dwie pętle indukcyjne, z których jedna umieszczona jest przed urządzeniem, a druga za nim.

Na podstawie testów numerycznych i laboratoryjnych stwierdzono istotny wpływ lokalizacji obciążenia działającego na belkę pomiarową na rejestrowane sygnały z piezoelektrycznych czujników odkształceń. Z tego powodu pozycja obciążenia detektora nacisków musi być wyznaczona precyzyjnie, np. przy wykorzystaniu zależności:

$$F(y, v) = \sum_a^n \frac{L_a(y, v) - P_a(y, v)}{L_a(y, v) + P_a(y, v)}, \quad (2.1)$$

gdzie funkcja $F(y, v)$ określa stosunek amplitud sygnałów z czujników (L – z lewej oraz P – prawej części belki) umieszczonych w odległości a względem środka belki, w zależności od pozycji obciążenia y i prędkości v . Wykorzystuje się tu symetryczne podparcie przetwornika nacisku oraz symetryczne rozmieszcze-

nie czujników względem jego środka. W przeprowadzonych badaniach stosowano dwie pary czujników do lokalizacji obciążenia na przetworniku nacisku. Na rys. 2.3 przedstawiono funkcję $F(y, v)$ obliczoną ze wzoru (2.1) na podstawie sygnałów otrzymanych dla kilku wartości prędkości i różnych pozycji obciążenia.



Rysunek 2.3. Proporcja między sygnałami otrzymanymi z symetrycznie rozmieszczonych czujników.

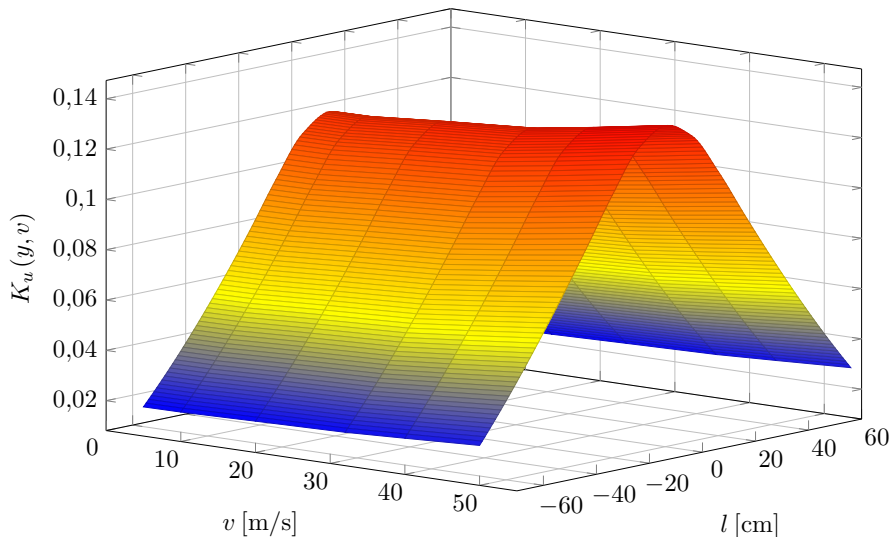
Oznacza to, że do zastosowania metody możliwe jest określenie pozycji obciążenia przy wykorzystaniu interpolacji. Oczywiście, niezbędne jest uprzednie zbudowanie bazy danych zawierającej stosunki amplitud sygnałów generowanych przez pary czujników.

Do identyfikacji wartości obciążenia wykorzystano znajomość współczynnika kalibracji urządzenia $K_u(y, v)$, który opisano następującym równaniem:

$$K_u(y, v) = \frac{AL_{EX}}{\sum_{i=1}^n P_{s_{EX}i}}. \quad (2.2)$$

We wzorze (2.2) wykorzystano relację pomiędzy obciążeniem przypadającym na oś pojazdu AL_{EX} , a sumą pól pod sygnałami $P_{s_{EX}i}$ wygenerowanymi przez i -te czujniki zainstalowane na detektorze nacisków. Znajomość prędkości i położenia obciążenia na detektorze nacisku umożliwia wyznaczenie aktualnej wartości współczynnika kalibracji K_u (interpolacja dwuwymiarowa). W końcowej części algorytmu wyznaczone jest obciążenie AL_M korzystając z zależności (2.2), która

uwzględnia bieżące sygnały P_{sMi} z i -tych czujników zlokalizowanych w środkowej części belki pomiarowej. Współczynnik kalibracji K_u zależy od właściwości elektromechanicznych urządzenia i jest wyrażony w [mV/N]. Na podstawie testów numerycznych zbudowano mapę współczynników kalibracji $K_u(y, v)$ uzależnionych od pozycji y i prędkości v zadanego obciążenia, którą zilustrowano na rys. 2.4.



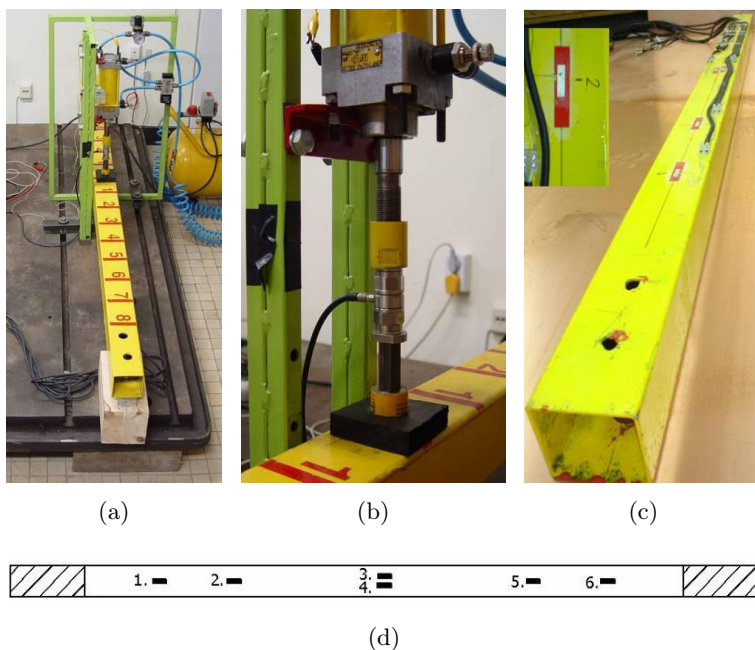
Rysunek 2.4. Mapa współczynników kalibracji $K_u(y, v)$ detektora nacisku.

Algorytm identyfikacji obciążeń drogowych wykorzystuje technikę rozpoznawania wzorców nazywaną w literaturze anglojęzycznej *patern recognition*. Wymaga ona zbudowania mapy odpowiedzi konstrukcji w zależności od różnych wariantów obciążenia, która stanowi pewną bazę danych. Można ją utworzyć dzięki symulacji komputerowej lub uzyskać z badań eksperymentalnych. W badaniach wykorzystano kombinację tych dwóch sposobów. Szacowana wartość obciążenia zależy od trzech parametrów: położenia koła na detektorze nacisku, prędkości oraz powierzchni pól ograniczonych sygnałami z czujników i osią czasu. Uwzględnienie większej liczby czynników w przedstawionej procedurze jest możliwe, lecz wymaga zbudowania obszerniejszej bazy danych, uzależniającej współczynniki kalibracji K_u od dodatkowych czynników (środowiskowych, np. wpływu temperatury).

2.3.3 Testy laboratoryjne

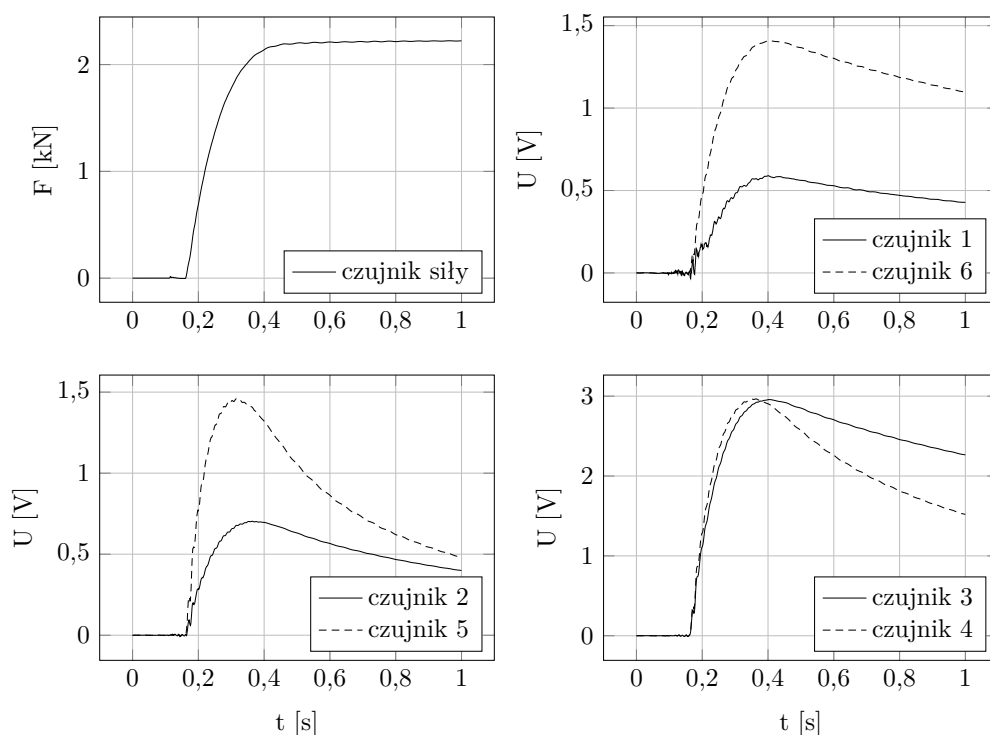
Stanowisko pomiarowe przedstawione na rys. 2.5 zbudowano w celu przeprowadzenia wstępnej analizy wykonalności proponowanej koncepcji urządzenia. Celem badań laboratoryjnych było przeprowadzenie wstępnej kalibracji przetwornika nacisku oraz uzyskanie danych do weryfikacji („dostrojenia”) modelu numerycznego. Elementem przenoszącym obciążenie jest cienkościenny, stalowy profil o długości 2000 mm, przekroju kwadratowym o boku 80 mm i grubości ścianki 4 mm. Belkę podparto na końcach, a w dolnej jej części zainstalowano sześć czujników piezoelektrycznych rozmieszczonych symetrycznie względem środka, co zilustrowano na rys. 2.5(c) i 2.5(d).

Do obciążania badanej konstrukcji wykorzystano siłownik pneumatyczny rys. 2.5(b), wyposażony w czujnik siły zamontowany na tłoczysku. Ze względu na różne prędkości i naciski pojazdów sprawdzono kilka wariantów obciążenia, tj. różne miejsca przyłożenia siły (13 pozycji co 10 cm), różne jej wartości (1100 N, 1650 N, 2200 N) oraz intensywność narastania obciążenia (0,2 s, 0,4 s, 0,6 s).



Rysunek 2.5. Laboratoryjne stanowisko badawcze: (a) widok ogólny stanowiska, (b) siłownik pneumatyczny oraz czujnik siły, (c) piezoelektryczne czujniki okształceń naklejone na dolną część profilu, (d) schemat rozmieszczenia czujników.

Przykładowe wyniki pomiarowe uzyskane podczas testów laboratoryjnych przedstawiono na rys. 2.6 (oznaczenie i lokalizacja czujników jak na rys. 2.5(d)).



Rysunek 2.6. Przykładowe sygnały pomiarowe otrzymane w czasie badań laboratoryjnych (oznaczenia czujników wg rys. 2.5(d)).

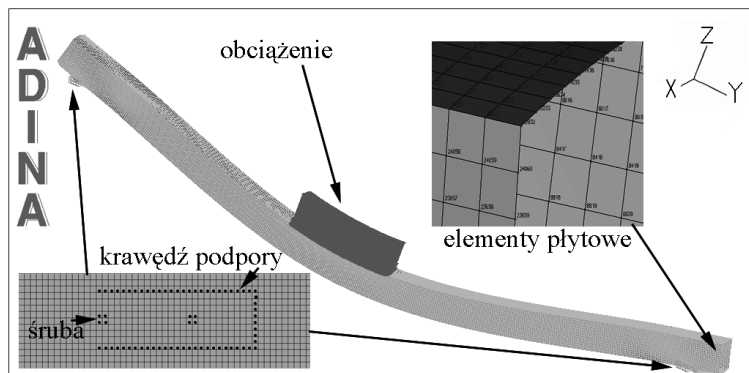
Porównując sygnał z czujnika siły oraz pozostałych przetworników należy zwrócić uwagę na charakterystyczną upływność ładunku z czujników piezoelektrycznych. Zjawisko to interpretowane jako niepożądana zmiana sygnału pomiarowego w czasie, która nie jest funkcją mierzonej wielkości [15]. Efekt ten jest spowodowany zastosowaniem wzmacniaczy napięciowych. W kolejnym etapie badań zastosowano wzmacniacze ładunkowe, które sprawdzają się w pomiarach quasi-statycznych [16].

Na podstawie badań laboratoryjnych stwierdzono liniową zależność amplitudy obciążenia od rejestrowanych sygnałów z czujników zainstalowanych na belce pomiarowej. Belkę zwymiarowano w taki sposób, aby jej odkształcenia były w zakresie sprężystym. Zastosowano czujniki wykorzystujące zjawisko piezoelektryczne, które zgodnie z literaturą [17, 18], charakteryzują się również liniową

interakcją elektromechaniczną. Położenie obciążenia y to parametr, który w zasadniczy sposób wpływał na rejestrowany sygnał. Wartość sygnału z czujnika jest wyraźnie wyższa, jeżeli źródło wymuszenia jest zlokalizowane bliżej niego. W przeprowadzonych badaniach zaobserwowano wpływ szybkości narastania obciążenia, co było efektem użytego układu pomiarowego, głównie wzmacniaczy napięciowych.

2.3.4 Symulacje numeryczne

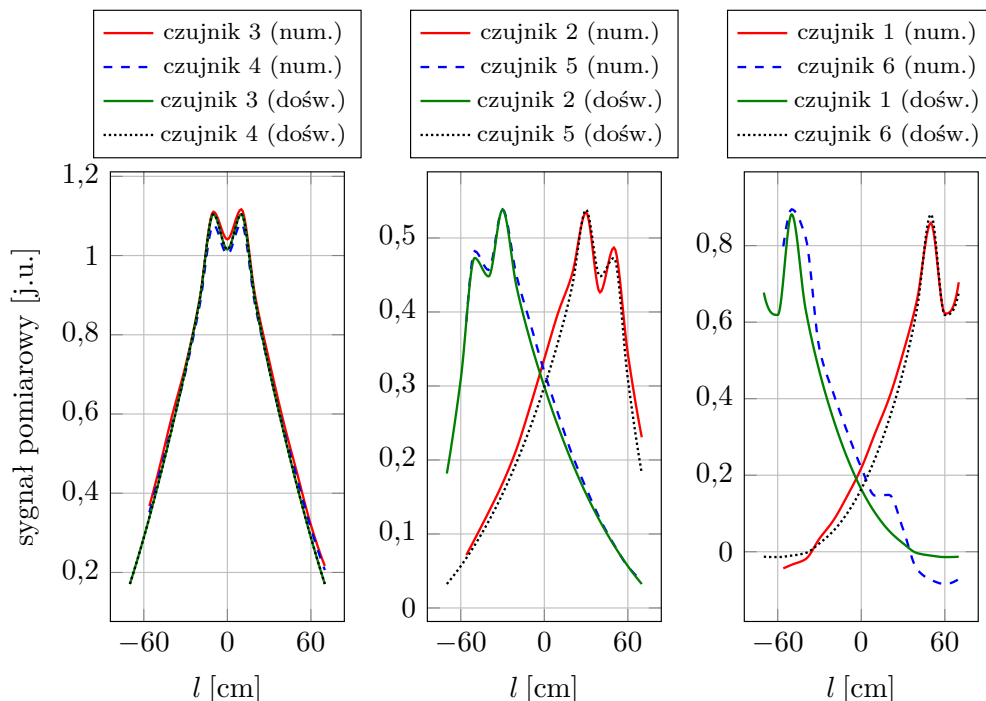
Wykorzystując środowisko obliczeniowe ADINA (metoda elementów skończonych) zbudowano model numeryczny profilu przetwornika typu belkowego (por. rys. 2.7).



Rysunek 2.7. Widok modelu numerycznego badanego profilu oraz obciążenia symulującego oddziaływanie koła pojazdu.

W modelu wykorzystano czterowzłowe płytowe elementy skończone o wymiarach 5×5 mm, oparte na teorii płyt średniej grubości Reissnera-Mindlina [19]. Warunki podparcia oraz obciążenie przyjęto jak w badanej laboratoryjnie konstrukcji. W modelu numerycznym, w węzłach zlokalizowanych na krawędziach podpór oraz przyległych do śrub odebrano stopień swobody w kierunku pionowym – oś Z (por. rys. 2.7). Czujniki piezoelektryczne modelowano stosując procedurę zastępczą opartą na metodzie zaproponowanej przez Preumonta i Pieforta [20]. Polega ona na wykorzystaniu przemieszczeń liniowych oraz kątowych w węzłach elementów skończonych, pokrywających się z krawędziami czujnika. W modelowaniu odpowiedzi z czujników uwzględniono również grubość modelowanej płytki piezoelektrycznej oraz jej stałe materiałowe.

Przedstawiony model numeryczny zweryfikowano na podstawie badań laboratoryjnych. Uzyskane rezultaty przedstawiono na rys. 2.8. Wykresy ilustrują wartości amplitud sygnałów modelowanych oraz uzyskanych z sześciu czujników piezoelektrycznych w funkcji położenia obciążenia. Satysfakcjonująca zbieżność wyników potwierdza poprawność założeń przyjętych w modelu numerycznym.

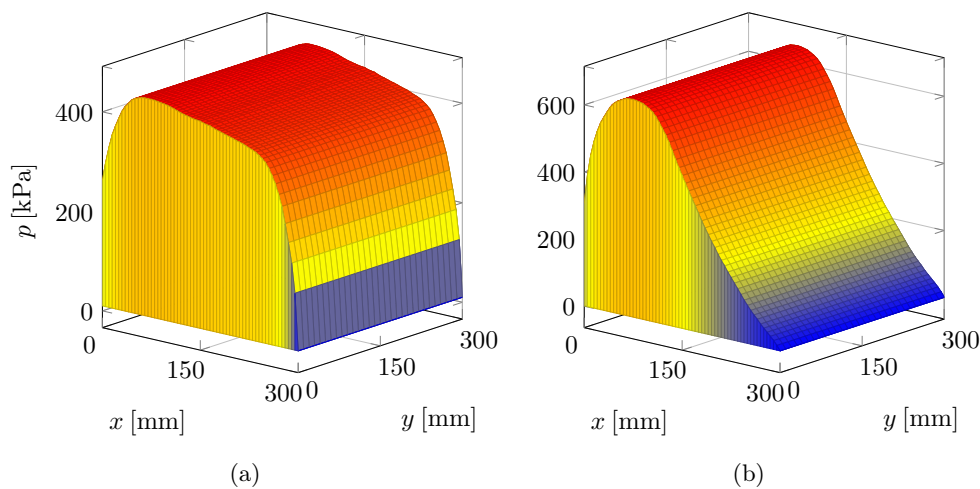


Rysunek 2.8. Porównanie rezultatów eksperymentalnych badań laboratoryjnych oraz wyników z symulacji komputerowej (oznaczenia czujników wg rys. 2.5(d)).

Analiza wpływu rozłożenia obciążenia pod kołem. Zweryfikowany model numeryczny wykorzystano do przeprowadzenia analizy interakcji między kołem pojazdu a detektorem nacisku. Siły kontaktowe modelowano układem sił rozłożonych na powierzchni strefy kontaktowej urządzenia przesuwającym się w czasie. Symulacje numeryczne miały na celu przeanalizowanie czynników wpływających na projektowane urządzenie. Jednym z nich był wpływ rozłożenia obciążenia na odpowiedź belki. Ponadto, z literatury [21, 22] wiadomo, że strefa kontaktu opony z nawierzchnią drogi zależy od takich czynników jak np.: rozmiar opony, ciśnienia wewnątrz koła oraz tego, czy koło jest napędzane,

czy toczy się swobodnie. W analizie pominięto występujące w rzeczywistości zjawisko poślizgu.

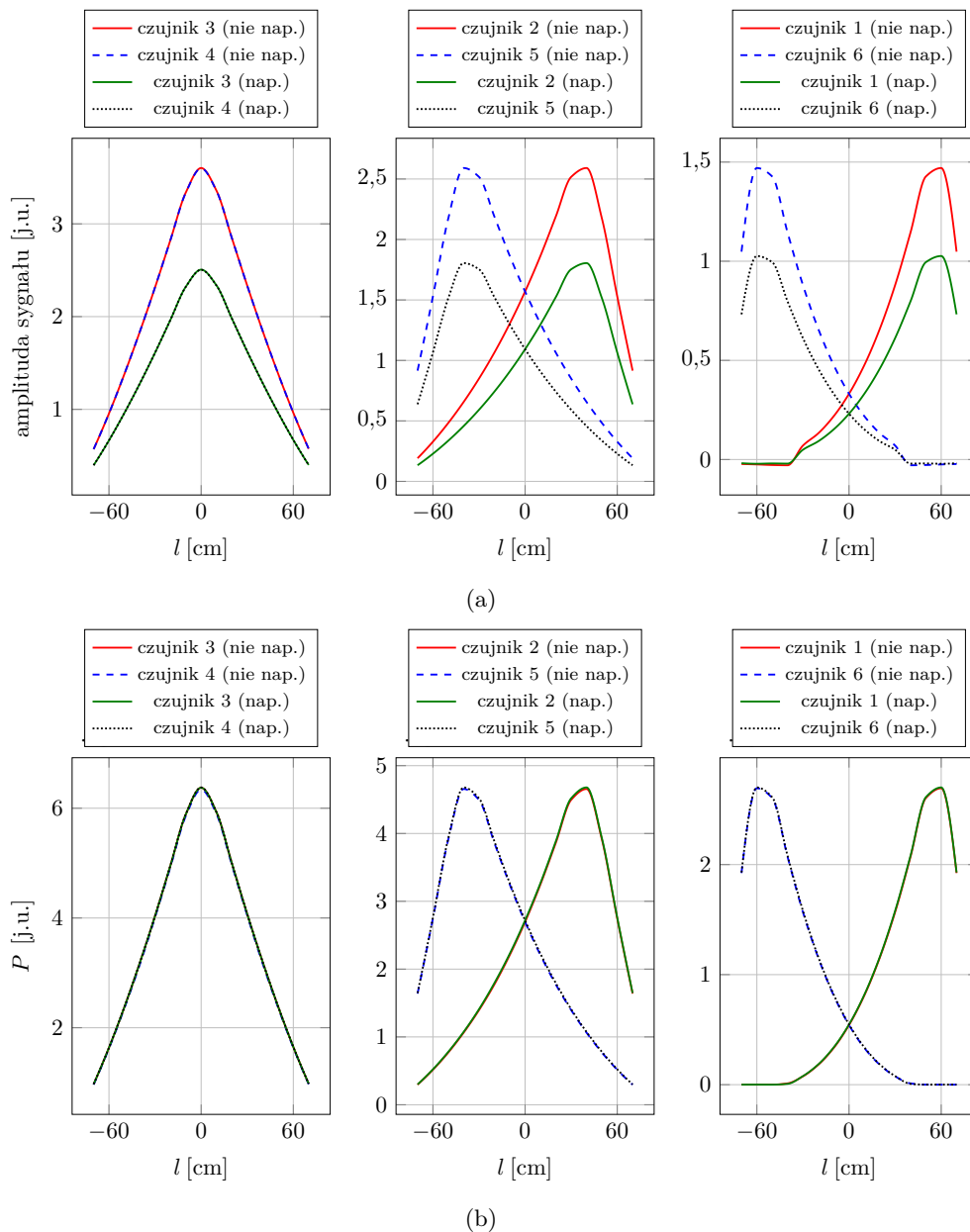
W badaniach symulacyjnych przyjęto dwa warianty rozłożenia obciążenia w strefie kontaktu ogumionego koła i nawierzchni (por. rys. 2.9). Jeden z nich opisywał rozkład nacisków koła napędzanego, a drugi – nienapędzanego. W tych dwóch przypadkach przyjęto jednakową wielkość strefy kontaktu o wymiarze 300×300 mm oraz tę samą całkowitą wartość obciążenia.



Rysunek 2.9. Rozkład obciążeń (modelu numerycznym): (a) koło toczne, (b) koło napędzane.

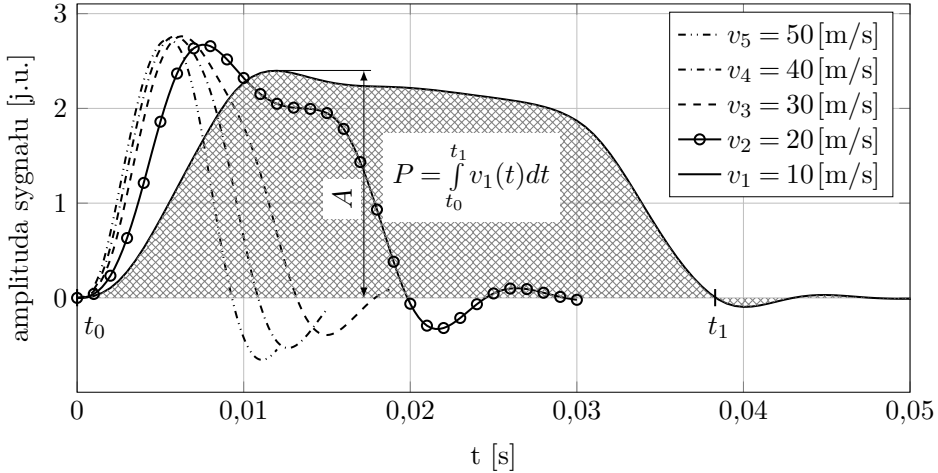
Rysunek 2.10 przedstawia wyniki związane z wpływem rozkładu obciążenia na sygnały rejestrowane przez czujniki detektora nacisku. Czynnikiem ten okazuje się dość istotny. Ilustracja 2.10(a) przedstawia wpływ położenia obciążenia na wartości amplitud sygnałów uzyskanych z modelowanych czujników. W przypadku rozkładu obciążenia pochodzącego od koła napędzanego uzyskano wyższe wartości amplitud sygnałów z czujników. Z tego powodu identyfikacja obciążenia opierająca się jedynie na maksymalnych wartościach (amplitudach) zarejestrowanych sygnałów byłaby obciążona znacznym błędem. W celu uniknięcia tego efektu do analizy przyjęto wartość pola pod krzywą sygnału zarejestrowanego podczas modelowanego przejazdu koła po detektorze nacisku, co pokazano na rys. 2.10(b).

Analiza wpływu prędkości poruszającego się pojazdu. Badano również wpływ prędkości modelowanego przejazdu (obciążenia) o wartości: 10, 20, 30, 40, 50 m/s. W każdym z przypadków wartość, rozkład i położenie obciążenia



Rysunek 2.10. Rozkładu obciążenia w funkcji jego pozycji: (a) amplitudy sygnałów, (b) pola pod krzywymi (sygnałami). Oznaczenia czujników wg rys. 2.5(d).

były jednakowe, a otrzymane wyniki przedstawiono na rys. 2.11. Zaobserwowano niewielki wpływ prędkości na amplitudę sygnału z modelowanego czujnika. Szczególnie jest to zauważalne przy prędkości powyżej 30 m/s. Wynika stąd, że wartości amplitud A mierzonego sygnału (por. rys. 2.11) mogą być wykorzystane do określenia masy pojazdu.



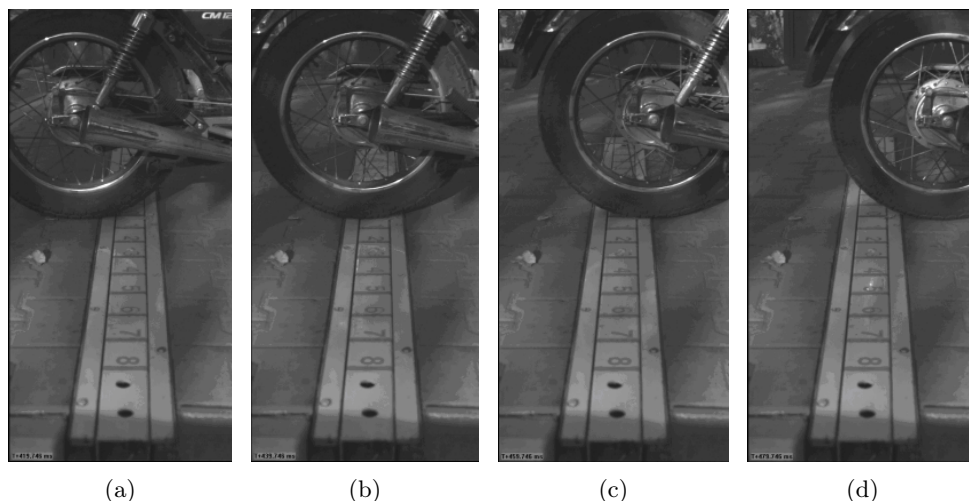
Rysunek 2.11. Sygnał z modelowanego czujnika nr 3 dla pięciu różnych (stałych) prędkościach przejazdu.

Odmierna sytuacja występuje w przypadku innego podejścia tzn., gdy pole P ograniczone sygnałem i osią czasu jest przyjmowane jako odpowiednik identyfikowanego obciążenia (por. rys. 2.11). Nietrudno bowiem zauważyć, że pole powierzchni pod wykresem sygnału z czujnika jest w przybliżeniu odwrotnie proporcjonalne do prędkości poruszającego się obciążenia. Z tego powodu przy takiej metodzie identyfikacji masy, prędkość ważonego pojazdu musi być dokładnie zmierzona. Podobne zjawisko zaobserwowali badacze w pracy [23].

2.3.5 Testy polowe

Koncepcję systemu ważenia pojazdów w ruchu i algorytm identyfikacji obciążeń dynamicznych sprawdzono w warunkach polowych. Belkę badaną w laboratorium wykorzystano w dalszym etapie prac do testów polowych. Zainstalowano ją w jezdni osadzając na podporach, analogicznie jak w testach laboratoryjnych. Całość została umieszczona tak, aby górna powierzchnia belki była zlicowana z powierzchnią drogi. Przeprowadzane próby polegały na przejazdach po zain-

stalowanym urządzeniu. W pierwszym etapie wykorzystano do tego motocykl. Poszczególne fazy przejazdu zarejestrowano szybką kamerą, a kolejne sekwencje zdjęć dla wybranej próby przedstawiono na rys. 2.12.

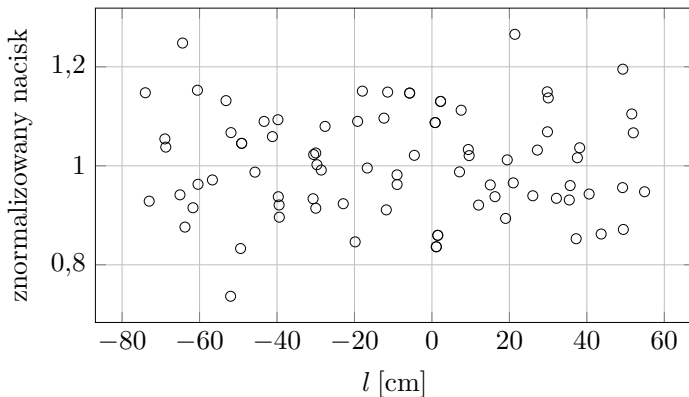


Rysunek 2.12. Kolejne fazy przejazdu motocykla (oś tylna): (a) 0 ms, (b) 20 ms, (c) 40 ms, (d) 60 ms.

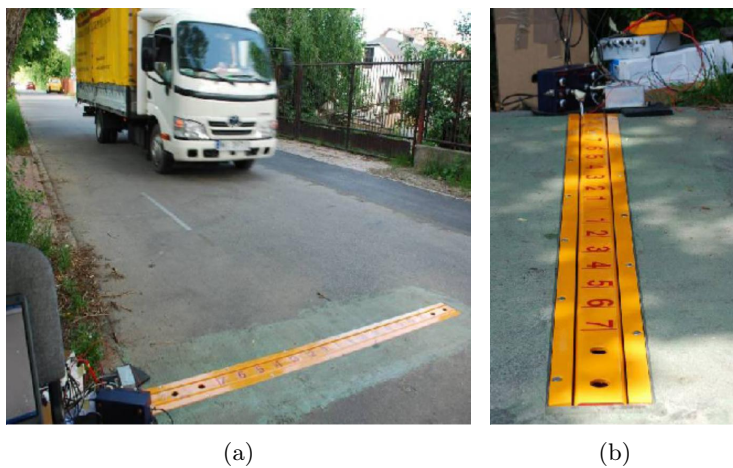
W badaniach określano również wpływ położenia obciążenia na przetworniku nacisku na mierzone sygnały generowane przez sześć czujników piezoelektrycznych. Wyznaczono wartości nacisku przypadającego na oś pojazdu, a następnie zastosowano algorytm przedstawiony w sekcji 2.3.2. Na rys. 2.13 przedstawiono wyznaczone naciski w funkcji położenia przejeżdżającego koła pojazdu. Za wielkość referencyjną na osi pionowej przyjęto znormalizowany nacisk odniesiony do nacisku zmierzonego za pomocą wagi statycznej.

W kolejnej fazie badań przeprowadzono testy z wykorzystaniem innego, wzmocnionego profilu przetwornika (długość belki: 2000 mm i kwadratowym przekroju poprzecznym $80 \times 80 \times 8$ mm, por. rys. 2.14) z zastosowaniem dwóch dodatkowych czujników tensometrycznych połączonych w układzie pół-mostka. W torze pomiarowym zastosowano wzmacniacz ładunkowy i napięciowy. Dodatkowe czujniki tensometryczne podłączono do wzmacniaczy i umieszczono w niewielkiej odległości od czujników piezoelektrycznych. Założono, że mierzyły one bardzo zbliżoną wielkość mechaniczną. Porównanie wybranych zarejestrowanych sygnałów po ich normalizacji przedstawiono na rys. 2.15.

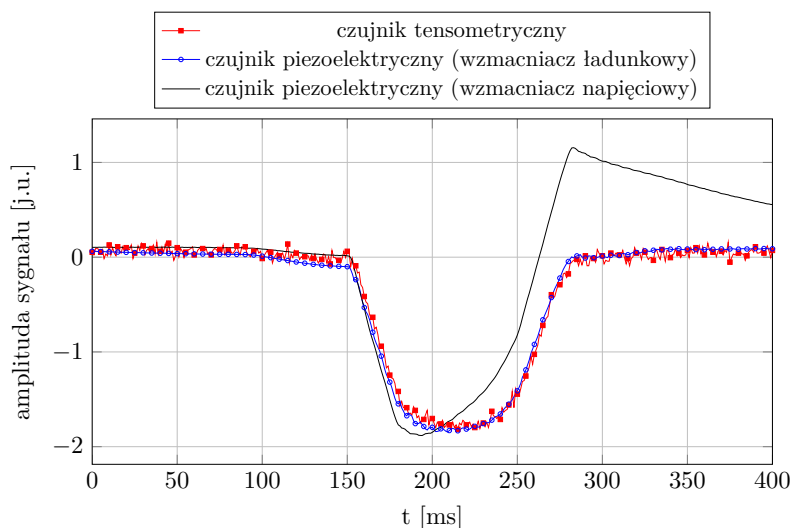
Prezentowane wyniki odpowiadają bardzo powolnemu (quasi-statycznemu) przejazdowi samochodu ciężarowego po przetworniku nacisku. Sygnały zarejestrowane z wykorzystaniem czujników tensometrycznych i piezoelektrycznych ze wzmacniaczem ładunkowym wykazują dużą zbieżność jakościową.



Rysunek 2.13. Znormalizowane naciski przypadające na oś otrzymane w kolejnych próbach.



Rysunek 2.14. Widok zainstalowanego urządzenia: (a) widok ogólny, (b) widok szczegółowy.



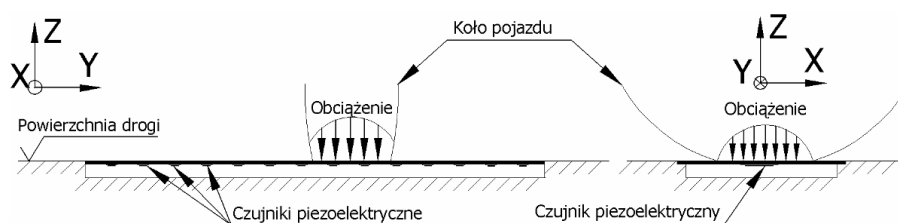
Rysunek 2.15. Sygnały uzyskane przy zastosowaniu różnych przetworników pomiarowych.

2.4 Płytowy przetwornik nacisku

Przetwornik nacisku o konstrukcji belkowej wykazywał dwie wady:

- stosunkowo małą dokładność;
- możliwość pomiaru przy ograniczonym zakresie prędkości.

W konsekwencji opracowano inną wersję przetwornika nacisku – o konstrukcji płytowej, którego schemat przedstawiono na rys. 2.16.



Rysunek 2.16. Koncepcja płytowego przetwornika nacisku.

Podstawą tego typu przetwornika nacisku jest stalowa płyta oraz zainstalowane na jej spodniej stronie kilkanaście rozłożonych regularnie piezoelektrycznych czujników. Płyta podparta jest wzdłuż dłuższej krawędzi i przymocowana do ramy montażowej za pomocą połączeń śrubowych. Pojazd najeżdżający na

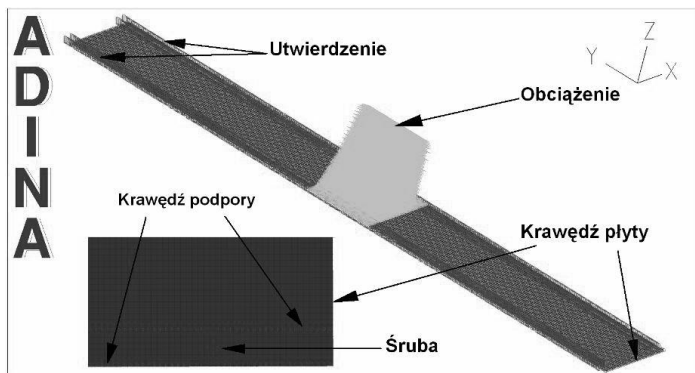
płyte odkształca ją w zakresie sprężystym, a czujniki piezoelektryczne generują sygnał proporcjonalny do sprężystej deformacji płyty. Wartość obciążenia dynamicznego jest wyznaczana na podstawie analizy sygnału zarejestrowanego przez system pomiarowy.

2.4.1 Modelowanie numeryczne przetwornika

Badania numeryczne przetwornika płytowego obejmowały dwa zasadnicze zagadnienia:

- gęstość rozmieszczenia czujników;
- szerokość przetwornika nacisku.

Wykonano model numeryczny płytowego przetwornika nacisku (por. rys. 2.17) o wymiarach, 2000 mm (długość), 280 mm (szerokość), 8 mm (grubość) z warunkami podparcia jak w rzeczywistym urządzeniu. Modelowane piezoelektryczne czujniki były zlokalizowane na spodniej stronie płyty wzdłuż jej dłuższej osi symetrii (tj. podobnie jak w przypadku urządzenia o konstrukcji belkowej). Założono regularne rozmieszczenie czujników w ustalonych odległościach od siebie. Interakcję koła pojazdu z płytą modelowano w analogiczny sposób jak w przypadku urządzenia o konstrukcji belkowej (por. rys. 2.7).



Rysunek 2.17. Widok modelu numerycznego płytowego przetwornika nacisku.

Rozmieszczenie czujników. Obliczenia numeryczne z wykorzystaniem przetwornika nacisku przeprowadzono w celu oszacowania liczby czujników niezbędnych do prawidłowego funkcjonowania urządzenia i wiarygodności uzyskiwanych rezultatów. Analizowano wpływ liczby czujników na ich sumaryczną odpowiedź. Podczas testów uwzględniono trzy podstawowe parametry:

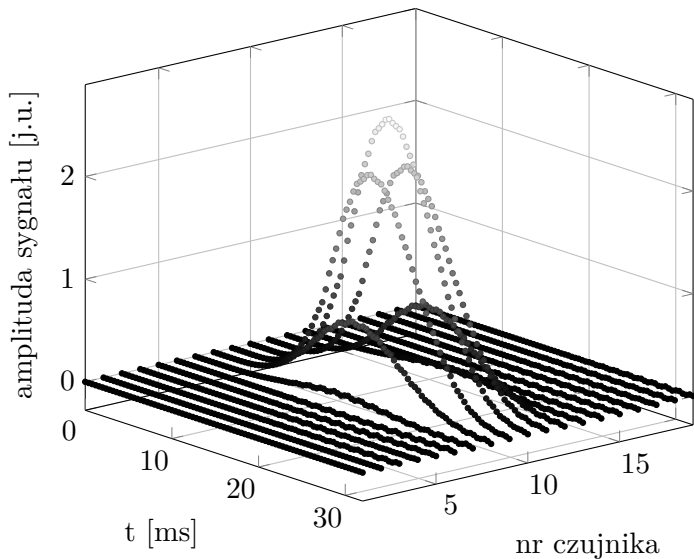
- obciążenie modelowano w pięćdziesięciu pozycjach, w których środek strefy obciążenia znajdował się w odległości od 50 cm do 100 cm od krótszej krawędzi płyty;
- szerokość obciążenia płyty modelowano w sześciu wariantach: 8 cm, 15 cm, 22 cm, 30 cm, 45 cm, 60 cm (odwzorowywane różne szerokości opon);
- odległości pomiędzy kolejnymi czujnikami modelowano w sześciu wariantach: 5 cm, 10 cm, 15 cm, 20 cm, 25 cm, 30 cm.

Podstawą identyfikacji obciążeń jest suma amplitud sygnałów generowanych na czujnikach. Suma ta będzie niezależna od miejsca obciążenia w sytuacji, gdy liczba czujników będzie dostatecznie duża. Głównym celem analizy było wyznaczenie liczby czujników zapewniającej uzyskanie w przybliżeniu stałej sumy amplitud sygnałów. Założono, że liczba czujników jest wystarczająca, jeśli maksymalna różnica amplitud odpowiedzi otrzymanych dla kolejnych modelowanych lokalizacji obciążeń jest nie większa niż 1%.

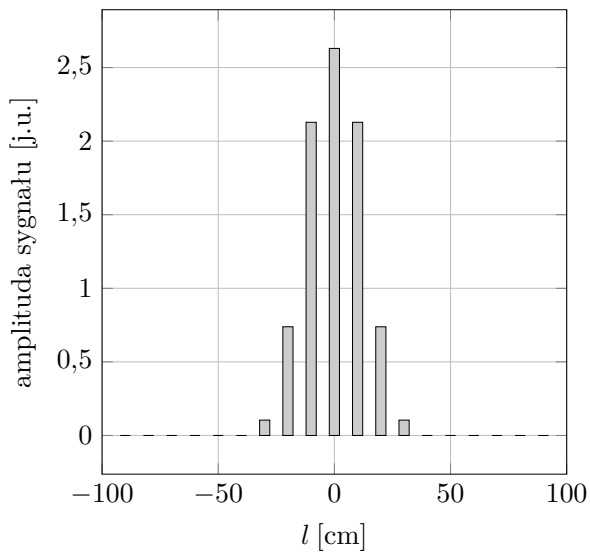
Przykłady odpowiedzi w funkcji czasu z 19 modelowanych czujników przedstawiono na rys. 2.18(a), a na rys. 2.18(b) zilustrowano maksymalne wartości tych odpowiedzi (amplitudy). Wyniki odpowiadają równomiernemu rozmieszczeniu czujników co 10 cm, podczas gdy obciążenie miało ustaloną szerokość równą 30 cm.

Na rys. 2.19(a) przedstawiono maksymalne procentowe różnice sumy amplitud sygnałów (w odniesieniu do wartości średniej) otrzymanych dla przejazdów w kolejnych pozycjach w zakresie od 50 cm do 100 cm. Te różnice przedstawiono w zależności od odległości d pomiędzy sąsiednimi czujnikami oraz szerokości obciążenia l . Uśrednione różnice z uwzględnieniem wszystkich modelowanych szerokości obciążeń (średnia arytmetyczna) pokazano na rys. 2.19(b). Na podstawie tych wykresów widać, że relatywnie małe różnice sumy amplitud występują dla konfiguracji czujników rozłożonych równomiernie co 10 cm i taką też wartość przyjęto w badaniach doświadczalnych.

Efekt szerokości przetwornika. W badaniach numerycznych uwzględniono wpływ szerokości przetwornika nacisku na rejestrowane sygnały. Opracowano kilkanaście modeli numerycznych, które odwzorowywały różną szerokość urządzenia (od 5 do 75 cm). Każdy z nich obciążano dwoma układami sił (koło nienapędzane rys. 2.9(a) oraz napędzane rys. 2.9(b)) działających na modelowany obiekt. W symulacjach numerycznych przyjęto szerokość strefy kontaktu równą 20 cm oraz całkowite obciążenie o wartości 5000 N, natomiast różne były maksymalne wartości obciążenia. Proporcja obciążenia wywołana przez koło napędzane i nienapędzane wynosiła 1,4. Uzyskane wyniki przedstawiono na

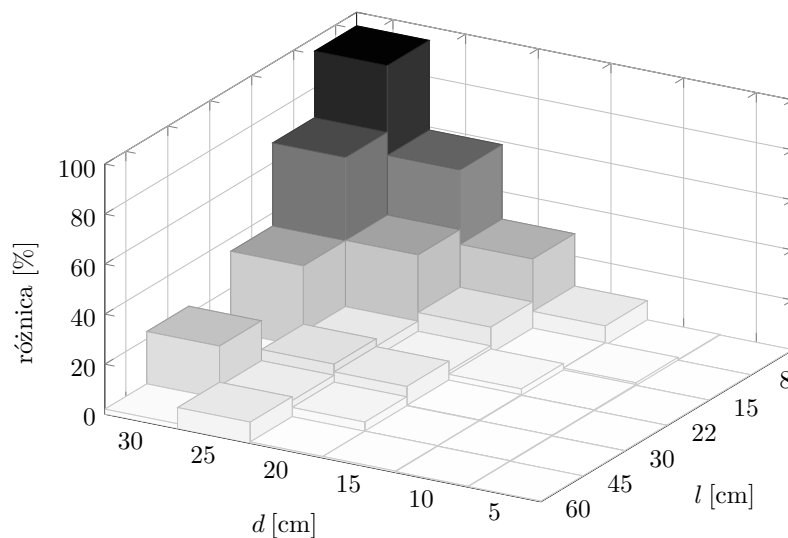


(a)

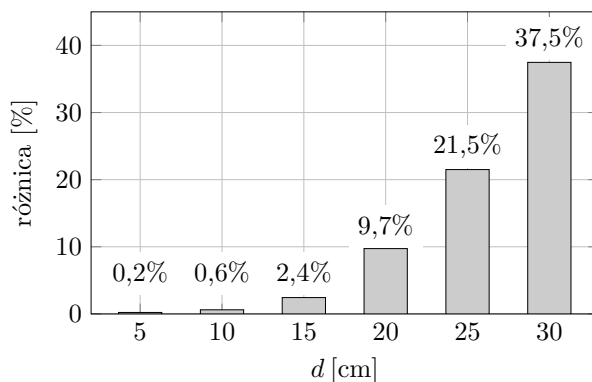


(b)

Rysunek 2.18. Wyniki symulacji: (a) sygnały z czujników w dziedzinie czasu, (b) amplitudy sygnałów z czujników j .



(a)

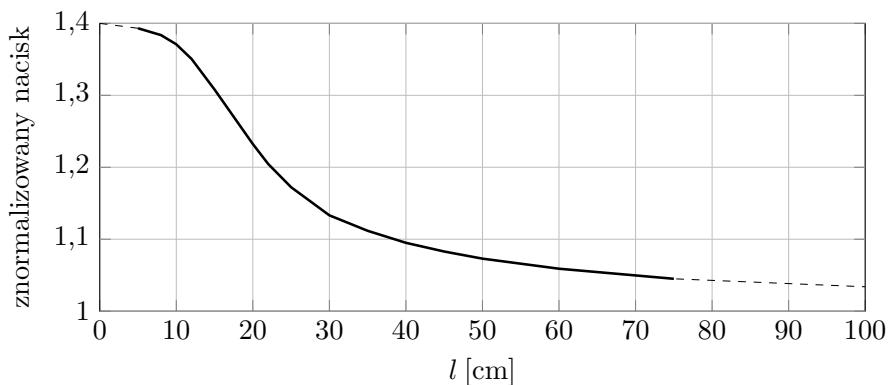


(b)

Rysunek 2.19. (a) Maksymalna procentowa zmiana sumy amplitud, (b) średnia zmiana sumy amplitudy w zależności od szerokości modelowane opony.

rys. 2.20, na którym zilustrowano znormalizowany nacisk w funkcji szerokości przetwornika płytowego. Znormalizowany nacisk wyrażono przez stosunek sumy amplitud sygnałów wygenerowanych przez koło napędzane i nienapędzane. Na rys. 2.20 można zaobserwować zmniejszenie wpływu dystrybucji obciążenia wraz ze wzrostem szerokości płyty. Amplitudy sygnałów mogą być estymatorem obciążenia w sytuacji, gdy szerokość przetwornika nacisku jest istotnie większa

niż strefa kontaktu koła z nawierzchnią. Jeśli szerokość płyty jest mniejsza niż 40 cm, identyfikacja obciążenia powinna się odbywać na podstawie określania pól pod sygnałami uzyskanymi z czujników.



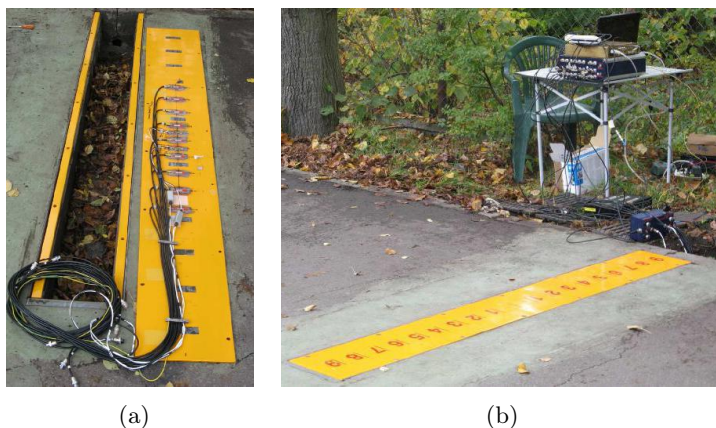
Rysunek 2.20. Wpływ rozkładu obciążenia w zależności od szerokości przetwornika nacisku.

2.4.2 Badania eksperymentalne przetwornika

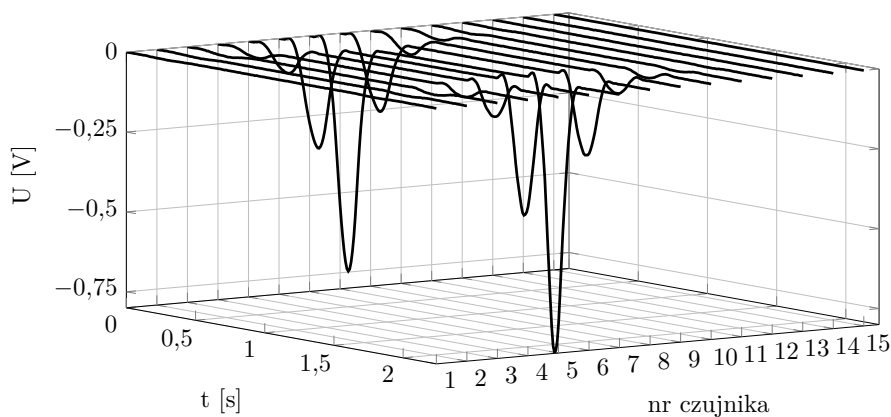
Wykonano prototypowy detektor nacisku o konstrukcji płytowej i poddano badaniom w warunkach drogowych. Płytę o wymiarach 2000×280 mm i grubości 8 mm wyposażono w kilkanaście czujników piezoelektrycznych, które rozmieszczono co 100 mm na jej spodniej powierzchni, wzdłuż dłuższej osi symetrii. Widok przetwornika przedstawiono na rys. 2.21.

Kalibracja. Jednym z pierwszych etapów badań była kalibracja urządzenia. Zastosowane czujniki były wykonane z materiału piezoelektrycznego PZT. Jednakże, ze względu na różne ich czułości (wywołane przez np. dokładność montażową, przetwarzanie sygnałów pomiarowych) wymagały one kalibracji w celu osiągnięcia jednakowej skuteczności i ustalenie relacji pomiędzy mierzonym sygnałem (napięciem) a obciążeniem. Proces kalibracji polegał na wielokrotnym przejeździe po przetworniku nacisku pojazdem o znanej masie. Pojazd przejeżdżał przez oprzyrządowane urządzenie po przypadkowych ścieżkach, jednakże prostopadłych do dłuższej krawędzi płyty, z niewielką i stałą prędkością. Przykładowe sygnały zarejestrowane przez czujniki przedstawiono na rys. 2.22.

Do kalibracji urządzenia wykorzystano motocykl. Naciski przedniej osi AL_{FM} oraz tylnej osi AL_{RM} uzyskano na statycznej wadze referencyjnej. Kontakt koła



Rysunek 2.21. Widok płytowego przetwornika nacisku: (a) przed zamontowaniem, (b) po za-
instalowaniu.



Rysunek 2.22. Przykładowy sygnał z czujników uzyskany podczas kalibracji urządzenia – prze-
jazd z prędkością 3,5 km/h.

motocykla z powierzchnią płyty następuje w relatywnie małej strefie wobec cze-
go do określenia nacisków przyjęto wartość amplitudy sygnałów. Do kalibracji
wykorzystano następujące zależności:

$$AL_{Fj} = \sum_{i=1}^n \beta_i a_{ij}, \quad AL_{Rj} = \sum_{i=1}^n \beta_i b_{ij}, \quad (2.3)$$

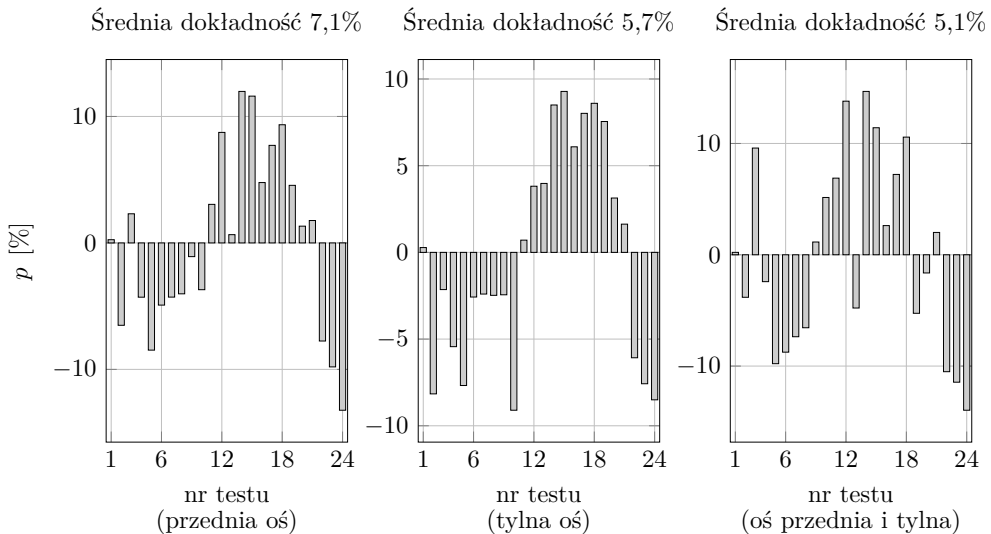
gdzie a_{ij} – amplituda sygnału wygenerowanego z i -tego czujnika podczas j -
tego przejazdu przedniej osi pojazdu, b_{ij} – amplituda sygnału wygenerowane-

go z i -tego czujnika podczas j -tego przejazdu przedniej tylnej pojazdu, β_i – współczynnik kalibracji dla i -tego czujnika, AL_{Fj} oraz AL_{Rj} – zidentyfikowane wartości obciążenia dla odpowiednio przedniej i tylnej osi.

Określenie współczynników β_i dla każdego z czujników umożliwia uzyskanie jednakowej dla nich czułości. Wykorzystano tu metodę najmniejszych kwadratów, za pomocą której wyznaczono poszukiwane wartości współczynników β_i minimalizując wartość wyrażenia:

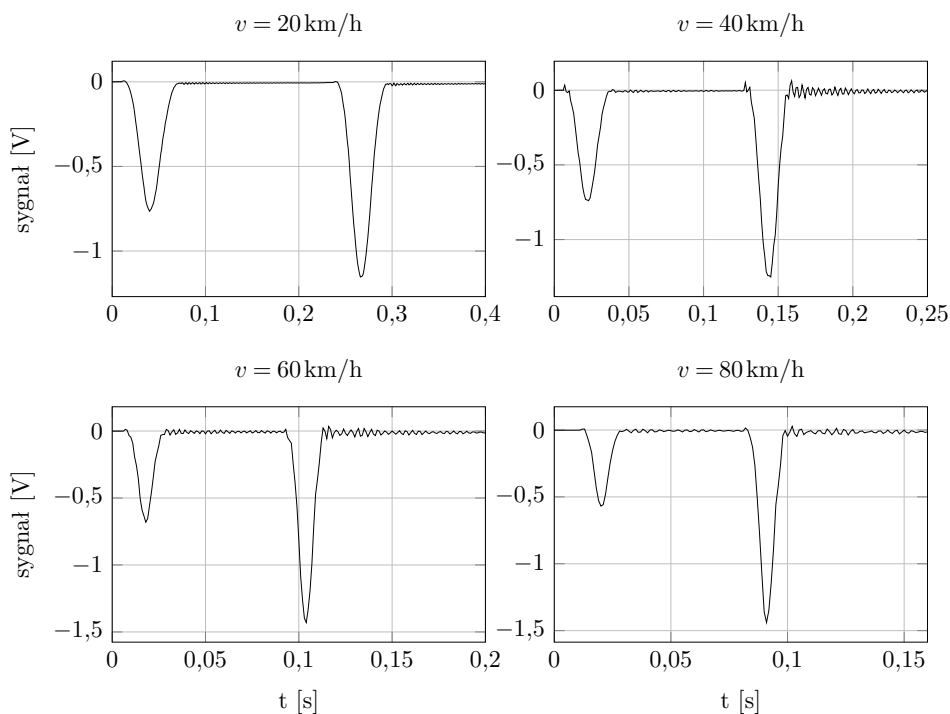
$$\left\| AL_{FM} - \sum_{i=1}^n \beta_i a_{ij} \right\|^2 + \left\| AL_{RM} - \sum_{i=1}^n \beta_i b_{ij} \right\|^2. \quad (2.4)$$

Testowanie w warunkach polowych. Po przeprowadzeniu kalibracji detektora nacisku wykonano próby mające na celu weryfikację w aspekcie dokładności identyfikacji. Za wartość referencyjną przyjęto naciski zmierzone na wadze statycznej. Wyniki testów (24 próby) przedstawiono na rys. 2.23, które przeprowadzono dla osi przedniej, tylnej oraz łącznie dla przedniej i tylnej. Dokładność p płytowego przetwornika nacisku uzyskano na poziomie około 10%. Wynik ten jest dwukrotnie lepszy niż w przypadku przetwornika nacisku o konstrukcji belkowej.



Rysunek 2.23. Dokładność identyfikacji obciążeń.

Badania wpływu prędkości. Dalsze testy urządzenia obejmowały próby przy różnych wartościach prędkości w zakresie 20–80 km/h. Na rys. 2.24 przedstawiono odpowiedzi zmierzone z czujników, dla których obserwowano sygnał o największej wartości amplitudy dla czterech wybranych prędkości. W przeciwieństwie do wersji belkowej urządzenia wzrost prędkości nie wywołuje pojawienia się znaczących drgań konstrukcji, które są zjawiskiem niekorzystnym z punktu widzenia identyfikacji obciążeń.



Rysunek 2.24. Wpływ prędkości przejazdów na rejestrowane sygnały.

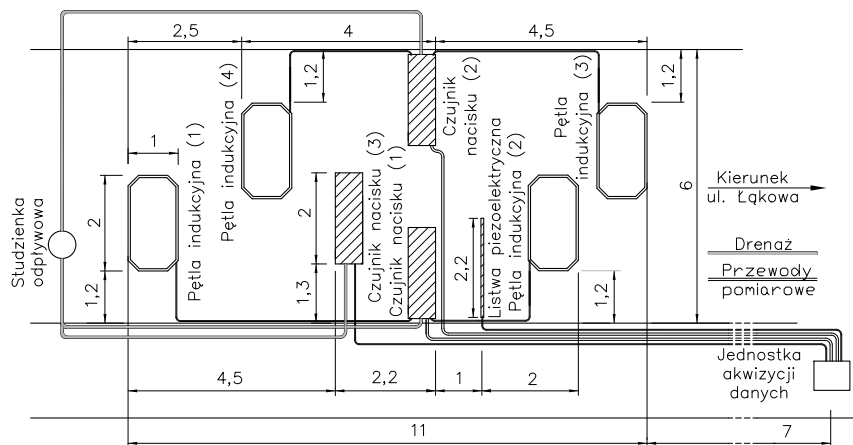
2.5 Pilotażowa waga drogowa

Na podstawie doświadczeń zebranych w czasie badań teoretycznych, laboratoryjnych i polowych zaprojektowano i wykonano pilotażowe urządzenie, a następnie zainstalowano je w Łomiankach na ul. Brukowej, w terenie zabudowanym na drodze o szerokości 6 m. Z uwagi na zły stan jej nawierzchni, pierwszy etap prac obejmował wzmocnienie podbudowy i naprawę drogi.

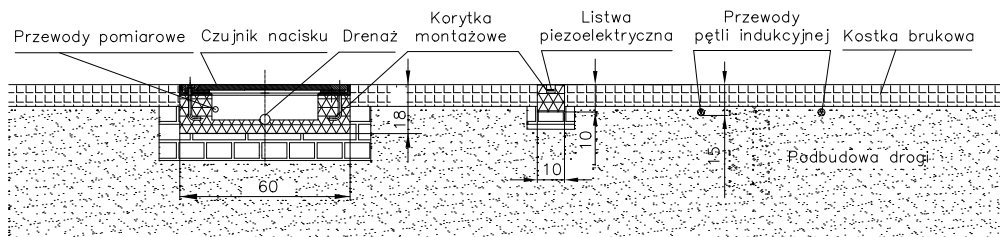
2.5.1 Ogólny opis urządzenia

Poglądowy schemat komponentów urządzenia przedstawiono na rys. 2.25 – widok z góry oraz na rys. 2.26 – przekrój poprzeczny. Podstawowe elementy wagi drogowej to:

- trzy płytowe przetworniki nacisku, pokryte powłoką antypoślizgową, zamontowane w betonowych korytkach;
- listwowy, piezoelektryczny przetwornik nacisku (komercyjny, zainstalowany w celach porównawczych);
- czujniki temperatury;
- cztery pętle indukcyjne – przed i za detektorami nacisku;
- układ pomiarowy;



Rysunek 2.25. Schemat instalacji dynamicznej wagi drogowej (wymiar w metrach).



Rysunek 2.26. Schemat montażowy przetworników nacisku (wymiar w centymetrach).

- układ zasilania – umieszczono w obudowach na słupach latarni ulicznych. Układ zasilania w energię elektryczną stanowi zespół akumulatorów i zasilacz buforowy, który wykorzystuje energię elektryczną zasilającą latarnie uliczne. Układ pomiarowy natomiast jest złożony z zespołu wzmacniaczy ładunkowych i kart pomiarowych oraz układu do bezprzewodowej transmisji danych.

Wszystkie przewody pomiarowe umieszczone są w płaszczach ochronnych, które w niewrażliwych miejscach zabezpieczono dodatkowymi osłonami.

2.5.2 Elementy instalowane w jezdni

Płytkowe przetworniki nacisku. Płytki pomiarowe zabezpieczono antykorozyjnie poprzez cynkowanie ogniowe. Górna powierzchnia płyt pomiarowych została pokryta trudnościeralną warstwą antypoślizgową, przy czym uprzednio wykonano radełkowanie na górnej powierzchni płyt, aby zapewnić przylegania tej warstwy. Na płycie pomiarowej zainstalowano czujniki ceramiczne wykonane z materiału typu PZT. Na każdym z trzech płytkowych przetworników nacisku zainstalowano szesnaście równomiernie rozmieszczonych piezoelektrycznych czujników zabezpieczonych zalewą przeznaczoną do zastosowań elektronicznych. Wykonano żelbetonowe korytka montażowe, w których osadzono przetworniki płytkowe. Instalacje te są zaopatrzone w przyłącza drenarskie i przepusty kablowe.

Pętle indukcyjne. Ważnym elementem wagi są pętle indukcyjne aktywujące układ pomiarowy z chwilą wykrycia nadjeżdżającego pojazdu. Ze względów ochronnych ułożono je w osłonach i umieszczono pod kostką brukową (por. rys. 2.25 i 2.26).

2.5.3 Elementy układu pomiarowego

Układ zasilający. Warunki lokalizacyjne instalowanego urządzenia sprawiły trudność w dostarczaniu energii elektrycznej w sposób ciągły (24 h). Źródłem zasilania jest latarnia, do której energia elektryczna jest dostarczana jedynie w nocy. Niezbędne było więc wykonanie układu zasilania buforowego. Wykorzystano układ złożony z dwóch akumulatorów i zasilacza buforowego. Układ podtrzymania zasilania poddano testom, które polegały na obciążeniu całkowicie naładowanego układu, źródłem o mocy 60 W, (24 V, pobór prądu 2,6 A). Po upływie około 11 godzin, gdy napięcie osiągnęło wartość 21 V, układ automa-

tycznie odłączał zespół akumulatorów od źródła obciążenia, zapobiegając tym samym całkowitemu rozładowaniu i możliwemu uszkodzeniu akumulatorów.

Układ do pomiaru temperatury. Przetworniki nacisku wyposażono w elektroniczne układy pomiaru temperatury wykonane w oparciu o czujnik LM 35. Przed instalacją układy poddano kalibracji.

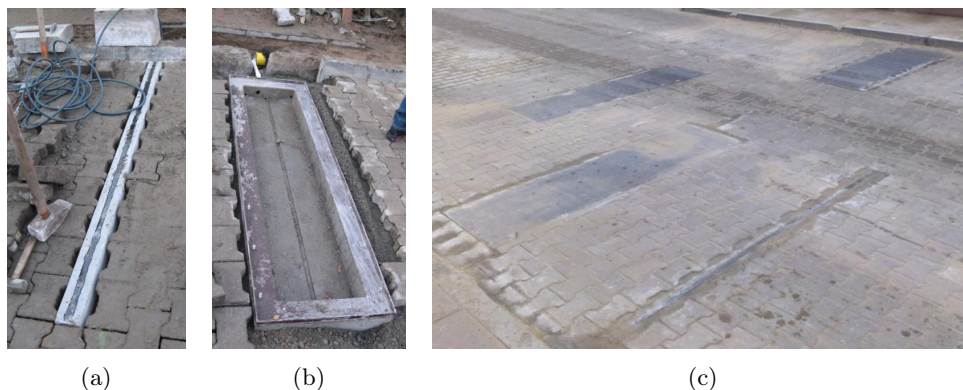
Wzmacniacz ładunkowy. Zadaniem układu kondycjonowania jest dopasowanie sygnałów generowanych przez czujniki piezoelektryczne do zakresów przetworników analogowo-cyfrowych karty pomiarowej. Montaż urządzenia wymagał zastosowania przewodów łączących czujniki pomiarowe z układem akwizycji danych, które mają długości przekraczające 20 m. W celu pominięcia wpływów związanych z pojemnością elektryczną przewodów w układzie akwizycji danych zastosowano przedwzmacniacz ładunkowy. Ma on stałą czasową o relatywnie dużej wartości (około 20 s), charakteryzuje się małą pojemnością wejściową (duża czułość) oraz dużą rezystancją wejściową (mały wpływ ładunku). Płytkowe przetworniki rejestrujące sygnały wyposażono w 16 czujników piezoelektrycznych, a następnie połączono je ze wzmacniaczami ładunkowymi. Ze względu na kompaktową budowę i małe rozmiary zewnętrzne, wzmacniacze ładunkowe wykonano w technologii montażu powierzchniowego na płytkach dwustronnych.

Detektory do pętli indukcyjnych. Układ pomiarowy połączono z detektorami sterującymi obsługujące pętle indukcyjne. Obecność pojazdu w obszarze pętli indukcyjnej wywołuje napięcie o wartości 5 V.

Kontroler cRIO NI 9075 W układzie pomiarowym zastosowano kontroler typu cRIO NI 9075 oraz dwie karty pomiarowe typu NI 9205. Podobne rozwiązanie wykorzystano w prototypowym rozwiązaniu wagi kolejowej zainstalowanej w pobliżu stacji *Warszawa Powiśle* opisanym w sekcji 3.7.

2.5.4 Instalacja przetworników nacisku

Urządzenia zainstalowano w korytkach montażowych osadzonych w jezdni, które pokazano na rys. 2.27(a) i 2.27(b). Wykonano drenaż odwadniający, a przewody pomiarowe umieszczono w węzłach ochronnych (peszlach) i lokalnie w dodatkowych osłonach. Kostkę brukową ułożono w taki sposób, aby jej górna powierzchnia była zlicowana z przetwornikami nacisku. Na rys. 2.27(c) przedstawiono widok osadzonych w jezdni przetworników nacisku. Lokalizacja poszczególnych elementów odpowiada oznaczeniom pokazanym na rys. 2.25.



Rysunek 2.27. Widok podczas prac montażowych korytek: (a) listowego przetwornika naciśku, (b) płytowego przetwornika nacisku, (c) widok przetworników nacisku osadzonych w nawierzchni jezdni.

2.5.5 Identyfikacja parametrów pojazdów

Waga drogowa dostarcza informacji o:

- liczbie osi pojazdu;
- naciskach osiowych pojazdu;
- rozstawie osi pojazdu;
- masie pojazdu;
- prędkości pojazdu;
- klasie pojazdu;
- liczbie pojazdów przejeżdżających przez strefę pomiarową w jednostce czasu.

Identyfikacja liczby osi oraz masy pojazdu. Dzięki zastosowaniu w układzie pomiarowym pętli indukcyjnych względnie łatwe jest rozróżnienie kolejnych pojazdów przejeżdżających przez strefę ważenia. Informacją wskazującą na pojawienie się pojazdu jest przejście detektora pętli ze stanu pasywnego (0 V) w stan aktywny (5 V). Pomiar jest uruchamiany z pierwszej pętli (w kierunku ul. Łąkowej) lub trzeciej pętli (w kierunku przeciwnym). Zatrzymanie pomiaru odbywa się odpowiednio z drugiej lub czwartej pętli. Rejestracja pomiarów następuje z chwilą pojawienia się narastania wartości sygnału, natomiast zatrzymanie odbywa się z chwilą rozpoznania spadku wartości sygnału. Ograniczenie czasu pomiaru wynosi 10 s liczonych od chwili rozpoczęcia rejestracji danych.

Przejazd każdej osi pojazdu po detektorze nacisku skutkuje pojawieniem się sygnału o kształcie zbliżonym do półokresowej sinusoidy. Zliczenie kolejnych wartości maksymalnych sygnału pozwala na określenie liczby osi w pojeździe. Detektor określa nacisk jednego koła z każdej osi pojazdu. Dla pojazdów jadących w stronę ulicy Łąkowej lewa i prawa strona pojazdu samochodowego jest ważona niezależnie. Dla przeciwnego kierunku ruchu ważona jest jedynie jedna strona. Do określenia masy pojazdu samochodowego przyjęto założenie, że każda strona pojazdu ma jednakowy nacisk. Ważnym aspektem jest określenie klasy pojazdu i rozpoznanie pojazdów jednośladowych. Masa pojazdu określana jest na podstawie sumowania nacisków odpowiadających poszczególnym kołom pojazdu. Ponieważ pojazdy jadące w kierunku ulicy Łąkowej przejeżdżają przez trzy detektory (dwa płytowe i jeden listwowy) przy detekcji masy pojazdu zastosowano uśrednianie.

Identyfikacja klasy pojazdu. Identyfikowane pojazdy podzielono na pięć klas. Są to:

- jednoślad;
- samochód osobowy;
- samochód dostawczy;
- samochód ciężarowy;
- samochód ciężarowy z przyczepą.

W tabeli 2.1 zestawiono informacje wykorzystywane w algorytmie detekcji klasy pojazdu.

Tabela 2.1. Informacje stosowane przy detekcji klasy pojazdu.

Klasa pojazdu	Liczba osi	Nacisk osiowy [kN]	Rozstaw osi [m]	Masa [kg]
Jednoślad	2	0,3–2,5	0,8–1,8	70–450
Samochód osobowy	2	2,5–11	1,8–3,0	450–2200
Samochód dostawczy	2	8–20	3,0–4,0	1600–3500
Samochód ciężarowy	2 lub 3	>20	>4,0	>3500
Samochód ciężarowy z przyczepą	>3	>20	>4,0	>3500

Detekcja nieprawidłowości. W oprogramowaniu do analizy danych zaimplementowano algorytmy, które rozpoznają i informują użytkownika o nieprawidłowościach działania systemu. Mogą być one wywołane niesprawnością jednego lub więcej z jego elementów lub nieprzepisowym manewrem kierującego pojazdem. Te nieprawidłowości to:

- brak zasilania zewnętrznego przez okres dłuższy niż 24 h;
- niski stan naładowania baterii (spadek napięcia poniżej wartości 22 V zespołu akumulatorów);
- brak rejestracji danych pomiarowych w zadanym okresie (10 h);
- stan aktywny na pętli indukcyjnej w zadanym okresie (powyżej 1 h);
- omińnięcie strefy pomiaru przez pojazd;
- najechanie obydwojoma kołami jednej osi pojazdu na przetwornik nacisku;
- najechanie kołem pojazdu na krawędź przetwornika nacisku.

2.5.6 Badania środowiskowe

Przeprowadzono badania wrażliwych komponentów wagi drogowej na czynniki środowiskowe. Testy miały na celu sprawdzenie dwóch aspektów. Pierwszy z nich dotyczył wilgotności, a drugi temperatury.

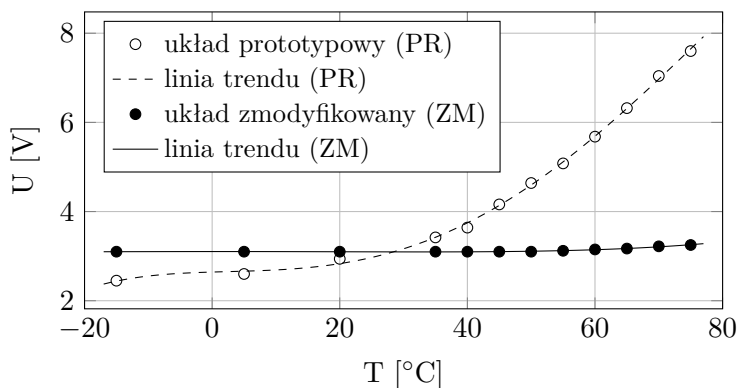
Wpływ wilgotności. Dynamiczna waga drogowa jest urządzeniem, które pracuje w warunkach zewnętrznych. Wyposażone jest w szereg podzespołów elektronicznych, dla których działanie wilgoci ma istotne znaczenie. Założono, że wszystkie elektroniczne elementy dynamicznej wagi drogowej zainstalowane w nawierzchni jezdni muszą mieć klasę szczelności IP-68. Oznacza to, zgodnie z normą PN-EN 60529:2003, że użyte obudowy są całkowicie pyłoszczelne oraz przy całkowitym zanurzeniu w wodzie nie pozwalają na przedostanie się wilgoci do tych elementów. Do zabezpieczenia przewodów elektrycznych użyto węży ochronnych i dławnic z pierścieniami ochronnymi zapewniających wymagany stopień szczelności. Zastosowano dodatkowo hermetyczne aluminiowe obudowy wyposażone w gumowe uszczelki. Przewód na wyjściu z przetwornika nacisku zakończono wodoszczelnym wtykiem (w połączeniu z gniazdem). Przeprowadzono próbę, w której aluminiową obudowę z przewodami ochronnymi i wtykami całkowicie zanurzano w wodzie na okres 48 godzin. Po wyjęciu nie zaobserwowano wilgoci we wnętrzu obudowy.

Czujniki piezoelektryczne zainstalowane na spodniej części płyt połączone przez lutowanie z wielożyłowym przewodem zakończonym hermetycznym wtykiem. Podjęto próbę zabezpieczenia czujników przy wykorzystaniu lakieru bezbarwnego. Sposób ten okazał się jednak niewystarczający. Ostatecznie czujniki i złącza lutownicze zostały zalane dwuskładnikową zalewą do układów elektronicznych, co pozwoliło na uzyskanie wymaganego stopnia ochrony. Przyjęto, że dla części „naziemnej” urządzenia wystarczająca jest klasa szczelności IP-54, która zapewnia ochronę przed pyłem i zalaniem. Elementy układu pomiarowego

umieszczono w szafach elektrycznych wykorzystywanych do użytku zewnętrznego.

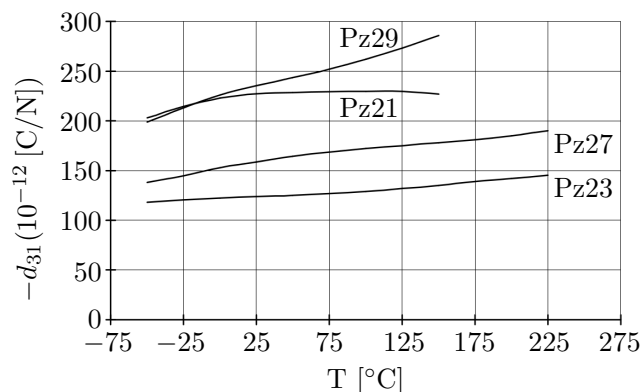
Wpływ temperatury. W warunkach klimatycznych w Polsce temperatura otoczenia zmienia się w ciągu roku w granicach od -20 do $+50^{\circ}\text{C}$. Z tego powodu ważnym aspektem jest stworzenie układu pomiarowego, który nie jest wrażliwy na zmiany temperatury. W przypadku, gdy jest to niemożliwe należy określić jego wrażliwość na zmiany temperatury w sposób deterministyczny.

Wzmacniacz podgrzewano w piecu w zakresie temperatur od 20 do 75°C oraz schładzano do temperatury -15°C . Na rys. 2.28 przedstawiono zmierzone wartości napięć w zależności od temperatury otoczenia. Badania te przeprowadzono dla układu prototypowego (PR) oraz układu zmodyfikowanego (ZM) powstałego na skutek wymiany jednego z elementów (kondensatora o wyższej jakości) w układzie PR. Ta zmiana pozwoliła ograniczyć wrażliwość układu na temperaturę. Niewielki wzrost mierzonego sygnału obserwowany był jedynie przy temperaturze wyższej niż 50°C .



Rysunek 2.28. Wpływ temperatury na wzmacniacz ładunkowy w układzie prototypowym (PR) oraz zmodyfikowanym (ZM).

Czujniki piezoelektryczne są elementem układu, który również wykazuje wrażliwość na zmianę temperatury zewnętrznej. Na rys. 2.29 przedstawiono wpływ temperatury na stałą materiałową d_{31} według danych producenta. Płytkowy przetwornik nacisku wyposażono w czujniki typu Pz 27, a z rys. 2.29 można odczytać, że skuteczność czujnika rośnie zgodnie z temperaturą. W zakresie temperatur od -20 do $+50^{\circ}\text{C}$ można wpływ ten skompensować funkcją liniową.



Rysunek 2.29. Wpływ temperatury na stałą d_{31} wybranych materiałów piezoelektrycznych¹.

Dużą wrażliwość temperaturową wykazuje czujnik listwowy. Współczynnik korygujący identyfikowane obciążenie liniowo zmniejsza swoją wartość dwukrotnie w zakresie temperatur od -15°C do 30°C . Zależność ta jest nieliniowa dla temperatur $>30^{\circ}\text{C}$ i generalnie charakteryzuje się większą wrażliwością niż układy oparte na ceramicznych czujnikach piezoelektrycznych. W przypadku dwóch typów badanych sensorów ich skuteczność rośnie zgodnie z temperaturą otoczenia.

Lokalny system pomiarowy. Wykorzystując graficzne środowisko programistyczne *LabView* zaimplementowano algorytmy identyfikacji, które opisano w podsekcji 2.5.5. Ze względu na znaczną liczbę danych (częstotliwość próbkowania 5 kHz, ok. 60 kanałów pomiarowych) analiza odbywa się w pamięci wewnętrznej urządzenia. Za pomocą systemu bezprzewodowej transmisji, dane są przesyłane w postaci wynikowych plików, które są dostępne dla autoryzowanego użytkownika na stronie internetowej.

Przykładowe wyniki pomiarów. Za pomocą przeglądarki internetowej system umożliwia wyświetlanie zapisanych rejestrów w bazie danych. Rejestry te zawierają datę i godzinę wykonania pomiaru oraz informacje o pojeździe: jego klasę, prędkość, masę, naciski kolejnych osi pojazdu. Użytkownik ma możliwość wyświetlenia sygnałów pomiarowych, które odpowiadają przejazdowi pojazdu. Widok fragmentu witryny internetowej przedstawiono na rys. 2.30.

¹Dane wg producenta *Ferroperm Piezoceramics*, www.ferroperm-piezo.com.

Data	Typ	Prędkość [km/h]	Rostaw osi	Masa [T]	Nacisk 1 [kN]	Nacisk 2 [kN]	Nacisk 3 [kN]	Nacisk 4 [kN]	Nacisk 5 [kN]
2012-10-21 16:12	Osobowy	28.3	2.4	1.4	7.4	6.5			
2012-10-21 16:10	Osobowy	34.6	2.4	1.5	8.3	6.8			
2012-10-21 16:08	Osobowy	49.2	2.6	1.5	7.6	7.4			
2012-10-21 16:07	Osobowy	50.4	2.5	1.8	10.0	8.0			
2012-10-21 16:06	Osobowy	10.2	2.4	1.6	8.7	7.3			
2012-10-21 15:56	Osobowy	19.5	2.4	1.2	6.3	5.7			
2012-10-21 15:46	Osobowy	25.8	2.7	1.6	9.2	6.6			
2012-10-21 15:45	Osobowy	28.0	2.5	1.6	8.7	6.7			

Rysunek 2.30. Zrzut ekranu wyświetlający oprogramowanie do obsługi użytkownika.

2.6 Podsumowanie

Przeprowadzone badania miały na celu opracowanie aplikacyjnych technik pomiarowych oraz algorytmów pozwalających na identyfikację obciążeń dynamicznych w ruchu drogowym. Pomiar nacisków przeprowadzono w sposób pośredni – za pomocą czujników piezoelektrycznych zainstalowanych na elemencie nośnym urządzenia. Prace obejmowały wykonanie oraz testowanie numeryczne, laboratoryjne i polowe dwóch koncepcji detektora nacisku.

Pierwsza z nich, której elementem nośnym jest stalowy profil o kwadratowym przekroju poprzecznym, pozwala na identyfikację obciążeń z dwudziestoprocenową dokładnością. Algorytm identyfikacji wymaga znajomości mapy współczynników kalibracji otrzymanych dla różnych konfiguracji (pozycji i szerokości opony) obciążenia i prędkości. Mapa ta może być otrzymana w wyniku przejazdów testowych pojazdów o znanych parametrach lub wygenerowana za pomocą symulacji numerycznych. W przypadku pojazdu przejeżdżającego przez urządzenie z relatywnie dużą prędkością w profilu wywoływane są drgania swobodne o znacznej amplitudzie przemieszczeń, które utrudniają dokładną identyfikację nacisków. W związku z tym, wykorzystanie tej wersji urządzenia wiązałoby się z nałożeniem ograniczenia dopuszczalnej prędkości, co jest sprzeczne z główną ideą działania urządzenia.

W drugiej koncepcji urządzenia – o konstrukcji płytowej – naciski mogą być zidentyfikowane z dziesięcioprocentową dokładnością. Ponadto, w tym przypadku nie zaobserwowano znacznych drgań płyty podczas przejazdów z dużymi prędkościami. Z drugiej strony, istotna jest tu szerokość płyty współpracującej z kołem pojazdu. W przypadku dostatecznie dużego wymiaru istnieje możliwość wykorzystania do analizy jedynie amplitud sygnałów. W przeciwnym razie sygnały w dziedzinie czasu muszą być poddawane dodatkowemu przetwarzaniu (całkowanie). W tych dwóch przypadkach, dokładność identyfikacji może być poprawiona przez zwiększenie liczby urządzeń.

Dynamiczna waga kolejowa

Przemysław Kotakowski

Piotr Pawłowski

Damian Sala

Krzysztof Sekuła

Andrzej Świercz

Dariusz Wiącek

Paweł Wójcicki

3.1 Wprowadzenie

Potrzeba monitorowania obciążeń w transporcie kolejowym wzrosła od czasu, kiedy właścicielem taboru kolejowego oraz infrastruktury kolejowej przestała być jedna firma. Nie bez znaczenia jest również wprowadzenie opłat za dostęp do sieci trakcyjnej. Coraz istotniejsze staje się zatem mierzenie nacisków kontaktowych pomiędzy kołem a szyną dla celów kontrolnych, prewencyjnych oraz statystycznych. Ważnym zagadnieniem jest wykrywanie ewentualnych przeciążeń nacisków liniowych oraz osiowych, jak również kontrola prędkość ruchu pojazdów. Proponowane rozwiązanie pozwala na detekcję wymienionych parametrów podczas normalnego ruchu pociągów bez konieczności nakładania ograniczeń np. na prędkość poruszającego się składu.

W rozdziale przedstawiono wybrane aspekty dotyczące dynamicznej wagi kolejowej (DWK). Są to:

- istniejące na rynku rozwiązania ważenia pociągów w ruchu;
- nowatorska koncepcja opracowanej wagi DWK;
- algorytm identyfikacji obciążeń;
- zastosowane czujniki pomiarowe – dostosowanie i wykorzystanie nowej klasy tanich sensorów inteligentnych (czujniki piezoelektryczne);

- modelowanie oddziaływania pomiędzy szyną, podkładami kolejowymi oraz podłożem w czasie przejazdu pociągu;
- instalacja systemu pilotażowego.

W rezultacie przeprowadzonych badań wykonano dwie instalacje wag DWK: w Nieporęcie oraz w pobliżu stacji kolejowej *Warszawa-Powiśle*. Ich podstawowymi elementami są czujniki wraz z układem rejestrowania sygnałów pomiarowych. Dane z układu rejestrującego są bezprzewodowo przesyłane do centrum analizy danych w celu ich przetwarzania oraz udostępnienia autoryzowanemu użytkownikowi za pomocą sieci internetowej. Część dotyczącą bezprzewodowego przesyłu danych omówiono w sekcji 3.7 (instalacja w pobliżu stacji kolejowej *Warszawa-Powiśle* z wykorzystaniem komputera przemysłowego) i podsekcji 4.3.5 (instalacja w Nieporęcie). System monitorowania obciążeń jest zaprojektowany w taki sposób, że może stanowić integralną całość lub być elementem większego systemu stosowanego do monitorowania kratownicowych, stalowych mostów kolejowych.

Przedstawiana tematyka obejmuje wyniki badań eksperymentalnych wykonanych na rzeczywistym obiekcie oraz symulacje numeryczne przeprowadzone za pomocą metody elementów skończonych. Zaprezentowany sposób identyfikacji obciążeń wykorzystuje zarejestrowane odkształcenia szyny kolejowej wywołane przejazdem pociągu. Do pomiaru odkształceń zastosowano czujniki wykonane z włókien piezoelektrycznych (Piezo Fiber Composites, PFC) oraz ceramiki piezoelektrycznej PZT, które instalowano bezpośrednio na spodniej stronie szyn kolejowych. Dane pomiarowe umożliwiają określenie:

- liczby osi występujących w składzie pociągu,
- nacisków każdej osi pociągu wywieranych na szyny,
- liczby wagonów w składzie pociągu,
- masy poszczególnych wagonów w składzie pociągu,
- prędkości pociągu,
- szacunkowej długości pociągu,

które są dostępne dla autoryzowanego użytkownika za pomocą sieci internetowej.

3.2 Przegląd systemów ważenia pociągów w ruchu

Problem identyfikacji obciążeń dynamicznych w transporcie nie jest rzeczą nową. Jednym z pierwszych sposobów ich określania było użycie do tego celu

deformacji elementów konstrukcyjnych mostu [24]. Podejście to może być użyte również do monitorowania transportu samochodowego tzw. *bridge weigh-in-motion* (B-WIM). W tego typu pomiarach wykorzystywane są głównie czujniki tensometryczne [25] lub światłowodowe [26], które mogą być przymocowywane do zewnętrznej powierzchni mostu lub umieszczane wewnątrz konstrukcji [27] w fazie jego budowy.

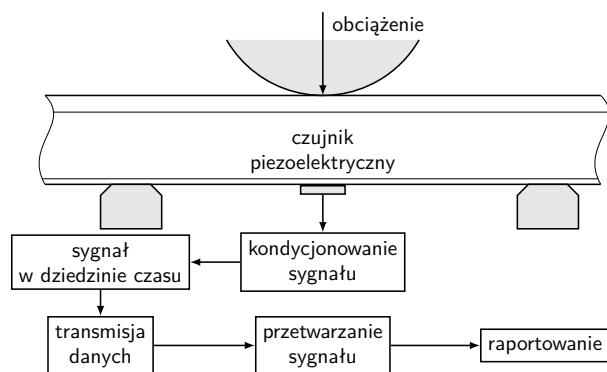
Obecnie jest dostępnych kilka typów rozwiązań, które są wykorzystywane do pomiaru obciążeń dynamicznych w transporcie kolejowym tzw. *weigh-in-motion* (WIM). Jedną z metod jest pomiar siły wywieranej przez skład na torry. W tego typu rozwiązaniach czujniki (zwykle 4 lub 6 sztuk) umieszczone są najczęściej pomiędzy szynami a podkładami. Metoda ta wymaga ingerencji w podtorze w postaci wprowadzenia betonowego fundamentowania co znacznie zwiększa koszt instalacji. Kolejną wadą jest możliwość identyfikacji masy pociągu w praktyce jedynie przy niewielkich prędkościach [28–30]. Inną metodą jest identyfikacja obciążeń w sposób pośredni przy wykorzystaniu odkształceń szyny rejestrowanych podczas przejazdu pociągu. Do tego celu używane są różne typy czujników. Dość powszechnie stosowane są czujniki światłowodowe, które mogą być klejone do boku szyny [31] lub łączone z dolną jej częścią za pomocą specjalnych obejm [32, 33]. W innych urządzeniach wykorzystuje się czujniki tensometryczne, które są przymocowywane do bocznej powierzchni szyny na wysokości jej osi obojętnej [34]. Znane są również rozwiązania, w których przetworniki umieszczone są wewnątrz otworu wykonanego z boku szyny. Jedno z nich wykorzystuje czujniki tensometryczne naklejone wewnątrz tulei, która jest wciskana w wykonany otwór [35], w innym stosuje się kwarcowe czujniki siły o cylindrycznym kształcie.

Warto wskazać, iż obecnie komercyjnie oferowane systemy identyfikujące obciążenia charakteryzują się wysoką ceną, co w znacznym stopniu uniemożliwia ich powszechne zastosowanie. Zbudowanie układu posiadającego nie gorsze parametry metrologiczne oraz znacznie tańszego w porównaniu do rozwiązań dostępnych na rynku stanowi jedną z podstawowych motywacji dla podjętych działań.

3.3 Koncepcja ważenia składów kolejowych w ruchu

Proponowane rozwiązanie opiera się na identyfikacji obciążeń w sposób pośredni przy wykorzystaniu pomiaru „historii” (przebiegu czasowego) odkształceń szyny kolejowej wywołanych przejazdem pociągu. Konstrukcja urządzenia wykorzystuje czujniki piezoelektryczne, które są naklejane na spodnią część szyny w środku jej długości pomiędzy podkładami, co schematycznie przedstawiono

na rys. 3.1. Sygnały rejestrowane za pomocą czujników są proporcjonalne do odkształceń szyny, a otrzymane dane pomiarowe są poddawane wstępnej obróbce. Polega ona na wzmacnieniu, filtrowaniu i próbkowaniu z wykorzystaniem przetwornika analogowo-cyfrowego. Celem tych operacji jest uzyskanie danych w formie optymalnej ze względu na ich późniejszą bezprzewodową transmisję do odległego centrum obliczeniowego. W celu zapewnienia ochrony danych są one szyfrowane. Dokładniejsza analiza otrzymanych wyników przebiega w centrum obliczeniowym przy użyciu wydajnego komputera. Wyniki analizy są umieszczone na serwerze i dostępne dla autoryzowanego użytkownika (ochrona hasłem) przez przeglądarkę internetową.



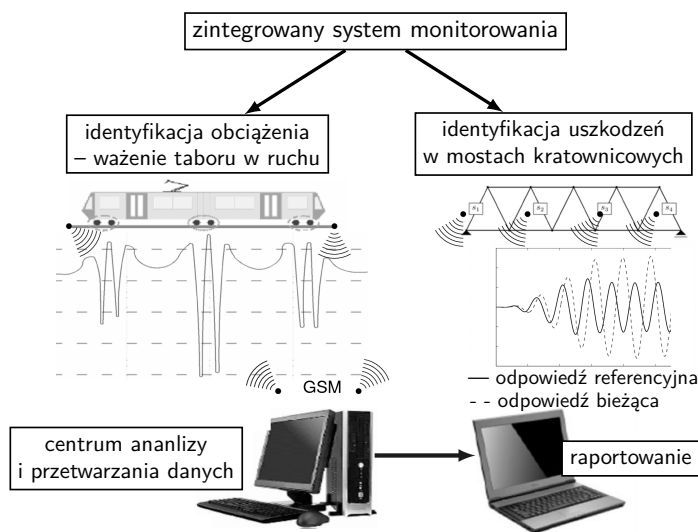
Rysunek 3.1. Schemat systemu monitorowania obciążeń.

W celu poprawienia dokładności pomiarów i zwiększenia niezawodności działania samego urządzenia zastosowano nadliczbowe czujniki. Czujniki są instalowane w taki sposób, aby były niewidoczne z zewnątrz, co ma duże znaczenie ze względu na potencjalne dewastacje. Cechą charakterystyczną proponowanego rozwiązania jest brak konieczności dodatkowego specjalnego przygotowywania podtorza oraz podkładów kolejowych. Montaż czujników jest stosunkowo łatwy i szybki. Podstawową cechą urządzenia jest możliwość pracy bez konieczności nakładania specjalnych ograniczeń na ruch pociągów.

Ważnym aspektem pracy urządzenia jest jego niezależne zasilanie – w warunkach polowych dostęp do sieci elektrycznej nie jest możliwy (lub co najmniej kłopotliwy). System jest tak zaprojektowany, aby był samowystarczalny pod względem zapotrzebowania na energię. Wagę kolejową wyposażono w akumulatory, które są doładowywane przez ogniwa fotowoltaiczne i zapewniają długotrwałą pracę systemu. Ze względu na optymalne wykorzystanie energii system jest aktywowany z chwilą wjazdu pociągu w strefę pomiarową. Obejmuje ona

ten odcinek torowiska, w którym zlokalizowane są wszystkie czujniki. Po opuszczeniu strefy pomiarowej przez pociąg system przełączany jest w tryb pasywny o obniżonym poziomie poboru energii elektrycznej. Do tego celu są wykorzystywane dodatkowe dwa czujniki znajdujące się przed i za strefą ważenia.

Układ do monitorowania obciążeń jest zaprojektowany w taki sposób, że może pracować niezależnie lub być integralną częścią większego systemu monitorowania kratownicowych, stalowych mostów kolejowych. Ogólny schemat systemu, którego koncepcja została bardziej szczegółowo ujęta w pracy [36], przedstawiono na rys. 3.2.



Rysunek 3.2. Ogólny schemat zintegrowanego systemu monitorowania obciążeń oraz uszkodzeń w kratownicowych mostach kolejowych.

Zainstalowano dwa systemy monitorowania obciążeń. Pierwszy z nich znajduje się w pobliżu typowego stalowego mostu kolejowego nad Kanałem Żerańskim w Nieporęcie koło Warszawy. Drugi system zainstalowano przed wjazdem na Most Średnicowy w Warszawie na jednym z torów obsługującym dalekobieżne pociągi pasażerskie. Elementy tego systemu przedstawiono w podrozdziale 3.7.

3.4 Algorytm identyfikacji obciążenia dynamicznego

Bezpośredni pomiar obciążeń w transporcie kolejowym w praktyce jest trudny w realizacji i dlatego wykorzystywane są metody pośrednie. Rozważana stra-

tegia identyfikacji obciążeń dynamicznych należy do szeroko pojętej tematyki zagadnień odwrotnych opisanych w pracach [37,38]. Generalnie, rozwiązanie tego problemu polega na znalezieniu relacji pomiędzy wyjściem (zarejestrowane sygnały pomiarowe) i wejściem (siły wymuszające) w danym systemie. W celu ustalenia wspomnianej relacji zasadne byłoby zarejestrowanie w sposób eksperymentalny obydwu tych wielkości w czasie pracy rozważanego układu. Jest to zwykle trudne do przeprowadzenia, ponieważ w przypadku wymuszenia środowiskowego (tj. ruchem pojazdów) zazwyczaj jedynie wyjście (odpowiedź konstrukcji na zadane obciążenie) może być zmierzone w sposób wiarygodny.

W rozważanym algorytmie problem odwrotny rozwiązano przy wykorzystaniu techniki nazywanej w literaturze anglojęzycznej *pattern recognition*. W metodzie tej używa się bazy danych Y_{BD} zawierającej odwzorowane odpowiedzi konstrukcji na różne warianty obciążenia. Baza ta może być przedstawiona jako zbiór wartości funkcji opisanej następującym związkem:

$$Y_{BD} = f(Q_{stat}, T, v, a_n, \dots). \quad (3.1)$$

Wzór (3.1) zawiera istotne czynniki mające wpływ na pomiar: Q_{stat} – zmierzona wartość obciążenia statycznego, T – temperatura, v – prędkość poruszającego się składu, a_n – liczba osi w wagonie, itp.

Budowanie bazy danych jest przeprowadzaniem swego rodzaju analizy wrażliwości. Może to być zrealizowane w czasie badań polowych, które dla proponowanego urządzenia polegają na przejazdach składów o znanych parametrach przez strefę pomiarową. Innym sposobem jest wykonanie badań symulacyjnych za pomocą zweryfikowanego modelu numerycznego.

Generalnie, identyfikacja według proponowanej metody polega na znalezieniu obciążenia pionowego, które jest tożsame z siłą kontaktową występującą między kołem a szyną Q_{id} . Można to wykonać poprzez minimalizację różnicy pomiędzy aktualnie zarejestrowaną Y_M wartością sygnału pomiarowego i najbardziej zbliżoną wartością, zapamiętaną w bazie danych wyrażoną zależnością:

$$Q_{id} = \arg \min [Y_M(Q_{stat}, T, v, a_n) - Y_{BD}(Q_{stat}, T, v, a_n)]^2. \quad (3.2)$$

Na rejestrację sygnałów pomiarowych może wpływać bardzo wiele czynników. W celu uproszczenia metody (zmniejszenie liczby zmiennych) możliwe jest użycie procedury kalibracji doraźnej, przy wykorzystaniu pojazdów o dokładnie określonej masie. Idealne do tego celu są lokomotywy elektryczne np. ET-22, na których masę nie ma wpływu ani ilość paliwa ani liczba pasażerów. Dla każdego składu ciągniętego przez lokomotywę tego typu możliwe jest więc wstępne

wyznaczenie relacji R pomiędzy wartością sygnału Y_{ML} wygenerowanego przez lokomotywę a znanym statycznym obciążeniem Q_{ML} , według zależności:

$$R = \frac{Y_{ML}}{Q_{ML}}. \quad (3.3)$$

Na podstawie aktualnie mierzonego odkształcenia Y_{act} oraz relacji (3.3) możliwe jest określenie masy innych wagonów korzystając ze wzoru:

$$Q_{id} = R \cdot Y_{act} \cdot O(a_n), \quad (3.4)$$

bez konieczności analizowania wpływu np. temperatury T oraz prędkości v , ponieważ te informacje zawiera już parametr R , określony dla danego składu w konkretnych warunkach przejazdu. Należy jednak uwzględnić inne wielkości związane np. z rozkładem obciążenia $O(a_n)$.

Parametrem, który może być określony za pomocą proponowanego urządzenia, jest prędkość v poruszającego się składu. Najprostszą metodą jest użycie dwóch czujników umieszczonych na jednej szynie i oddalonych od siebie o znaną odległość S_d . Takie rozwiązanie nie powoduje dodatkowej komplikacji systemu i konieczności wyposażania go w dodatkowe czujniki prędkości. Różnica czasu Δt pomiędzy pojawieniem się sygnału na kolejnych dwóch czujnikach pozwala na określenie prędkości składu z zależności:

$$v = \frac{S_d}{\Delta t}. \quad (3.5)$$

Należy jednak pamiętać o założeniu stałej prędkości pociągu na odcinku pomiędzy czujnikami.

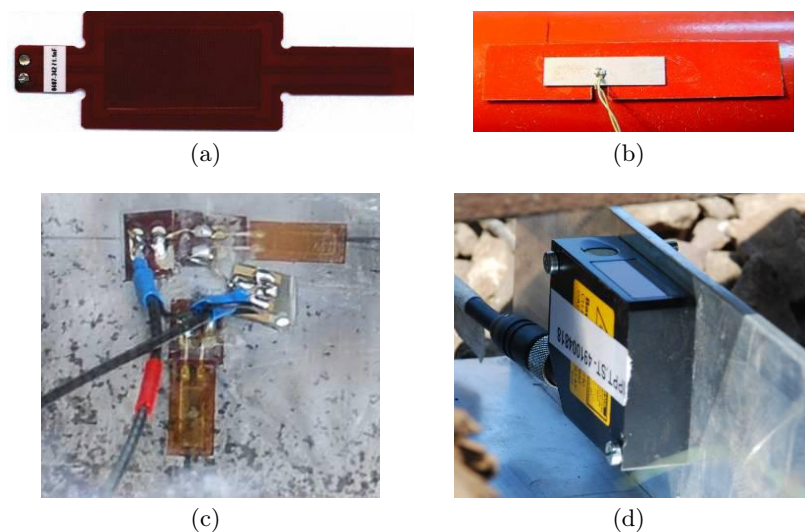
Określenie obciążeń na poszczególnych osiach składu zgodnie z zależnością (3.2) lub (3.4) oraz prędkości pociągu na podstawie zależności (3.5) może dać informacje o odległości pomiędzy osiami, liczbie osi całego składu oraz liczbie wagonów. Opisana powyżej procedura pozwala również na przybliżoną identyfikację typu wagonu. Proponowany system jest więc dobrym narzędziem do monitorowania transportu kolejowego dla celów statystycznych.

Pewnym wyzwaniem jest próba wykorzystania systemu do detekcji defektów kół w składzie, takich jak np. poligonizacja. Nieregularności na obwodzie koła będą powodować okresowe zaburzenia w przebiegach czasowych mierzonych sygnałów. Wydaje się więc wykonalne określenie defektów kół na podstawie wiedzy dotyczącej prędkości składu, średnicy kół oraz okresu pomiędzy kolejnymi zaburzeniami sygnału.

W celu ułatwienia analizy, sygnał pomiarowy jest poddawany obróbce. Filtr dolno-przepustowy umożliwia uzyskanie „wygładzonego” sygnału niosącego informacje dotyczące obciążenia, podczas gdy filtr górno-przepustowy pozwala na dobrą reprezentację zaburzeń sygnału, świadczących o defektach kół. Może się okazać, iż w praktyce najlepszym rozwiązaniem będzie użycie adaptacyjnych filtrów pasmowych, których zakresy będą dobierane np. w zależności od prędkości poruszającego się składu.

3.5 Czujniki pomiarowe

Czujniki odkształceń szyny kolejowej są jedną z najważniejszych części systemu DWK. Dobór właściwego czujnika oraz opracowanie odpowiedniego sposobu jego montażu zapewnia poprawne przeprowadzenie procedury pomiarowej. Podczas badań wykorzystywanych było kilka typów przetworników pomiarowych. Widoczny na rys. 3.3(a) czujnik należy do grupy stosunkowo niedawno wprowadzonych na rynek tzw. *piezoelectric fiber composites* (PFC). Drugim typem przetworników piezoelektrycznych wykorzystywanych w badaniach były czujniki wykonane z materiału ceramicznego PZT (por. rys. 3.3(b)), również



Rysunek 3.3. Widok czujników stosowanych w badaniach eksperymentalnych: (a) czujnik z włókien piezoelektrycznych zatopionych w laminacie (PFC), (b) czujnik z ceramicznego materiału piezoelektrycznego (PZT), (c) tensometr elektrooporowy, (d) laserowy czujnik przemieszczeń.

stosowanych w pracach [28,30]. Ponadto, w układzie tzw. pół-mostka zainstalowano tensometr elektrooporowy, który przedstawiono na rys. 3.3(c). Ostatnim typem stosowanych przetworników były laserowe czujniki przemieszczeń (por. rys. 3.3(d)), których używano do pomiaru przemieszczenia szyn w kierunku pionowym.

Ze względu na atrakcyjną cenę i parametry ceramicznych czujników piezoelektrycznych wykorzystano je jako podstawowy przetwornik pomiarowy. Materiał na bazie którego wykonano czujniki zapewnia wysokie współczynniki sprzężenia elektromechanicznego, dobrą stałą dielektryczną, mały wpływ starzenia na jego właściwości, wysoką temperaturę Curie oraz czułość przy dobrej stabilności temperaturowej. Podstawowe własności materiału typu PZT przedstawiono w tabeli 3.1.

Tabela 3.1. Właściwości czujników piezoelektrycznych wytworzonych na bazie materiału PZT¹.

Parametr	Wartość
Względna stała dielektryczna przy 1 kHz	$K_{33}^T = 1800$
Współczynnik strat dielektrycznych przy 1 kHz	$\text{tg}(\delta) = 10\text{--}317$
Temperatura Curie	$T_C > 350^\circ\text{C}$
Maksymalna temperatura pracy	$T < 250^\circ\text{C}$
Gęstość	$\rho = 7,70 \text{ g/cm}^3$
Współczynniki sprzężenia elektromechanicznego	$k_p = 0,59$ $k_t = 0,47$ $k_{33} = 0,70$
Moduł piezoelektryczny	$d_{33} = 425 \text{ pC/N}$ $d_{15} = 500 \text{ pC/N}$

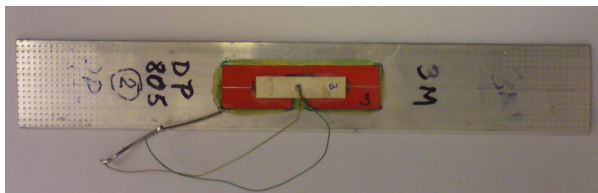
Czujnik piezoelektryczny jest instalowany na obiekcie (szynie) oraz podłączany do układu pomiarowego. Powierzchnie (górną oraz dolną) płytki piezoelektrycznej pokryte są warstwą srebra tworzącą elektrody i pozwalającą na podłączenie przewodów pomiarowych. Ich instalacja jest możliwa za pomocą kleju elektroprowadzącego lub lutowania. Z uwagi na zapewnienie wysokiej jakości połączenia pracującego w trudnych warunkach przyjęto drugą z wymienionych powyżej opcji. Trwałe połączenie (klejone) przetwornika z szyną następowało w docelowej strefie pomiarowej. Do montażu czujnika na szynie wykorzystano element pośredni wykonany z cienkiej warstwy aluminium z wykonanym uprzednio wycięciem umożliwiającym przylutowanie przewodów pomiarowych do elek-

¹Dane wg producenta *Ferroperm Piezoceramics*, www.ferroperm-piezo.com.

trody na dolnej powierzchni płytki PZT. Płytki piezoelektryczne przyklejano wzdłuż osi elementu pośredniego, a punkty lutowania zeszlifowano. Przewody wyprowadzone z elektrod płytki są jednożyłowe z wiotką izolacją.

Sygnal z czujnika do oddalonego od niego układu akwizycji danych przesyłano przewodowo. W celu minimalizacji obciążeń mechanicznych izolację kabla przyklejono do płytki łączeniowej. Po instalacji, czujnik wraz z kablami zabezpieczono warstwą silikonu zapewniającą odpowiednią szczelność. Innym rozwiązaniem było zastosowanie szczelnej obudowy czujnika mocowanej poprzez kołnierz stopki szyny. W takim przypadku, obudowę łączono z pozostałą częścią układu przez system osłon i przepustów kablowych o klasie szczelności IP66.

Do montażu czujnika na stopce szyny zastosowano połączenie klejone. W czasie prowadzonych prac wykonano próby laboratoryjne dla trzech rodzajów klejów – dwóch klejów akrylowych DP805 oraz DP810, a także dwuskładnikowego kleju epoksydowego DP100 produkcji firmy 3M. Czujniki piezoelektryczne zainstalowano na aluminiowych próbkach (por. rys. 3.4), a następnie poddano cyklicznym obciążeniom w maszynie wytrzymałościowej. Wybrane zostały trzy częstotliwości wymuszenia (1, 10 i 20 Hz) oraz trzy poziomy obciążenia (500, 750, 1000 N). Wyniki testów nie wykazały występowania różnic w odpowiedzi spowodowanych rodzajem zastosowanego kleju.



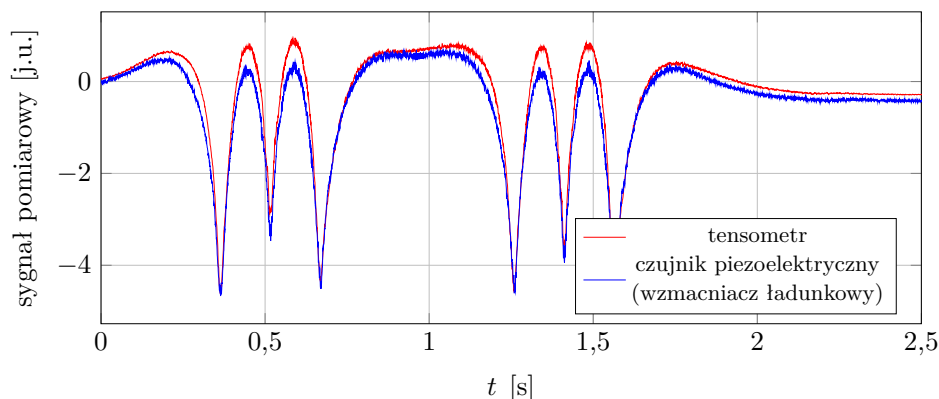
Rysunek 3.4. Próbką aluminiowa stosowana do laboratoryjnych testów klejów.

Montaż czujnika do spodniej strony stopki szyny przeprowadzано w następujący sposób:

- powierzchnię stopki szyny w obszarze instalacji czujnika dokładnie oczyszczano z osadów i rdzy, a następnie odtłuszczono i wysuszono;
- na stopce szyny wyznaczono linie i punkty określające położenie czujnika;
- cienką warstwę kleju naniesiono na aluminiową płytkę pośredniczącą, a następnie umieszczono w uprzednio wyznaczonym położeniu – zastosowanie klejów epoksydowych umożliwia korektę położenia czujnika w początkowej fazie klejenia;

- w odległości ok. 1–2 cm od płytki pośredniczącej przyklejono element połączenia elektrycznego;
- po uzyskaniu wstępnej wytrzymałości kleju wykonano lutowane połączenia elektryczne na elemencie pośrednim;
- czujnik wraz z okablowaniem szczelnie pokryto warstwą silikonu (stosowano również osłonę ochronną) zapewniającą całkowitą izolację od warunków atmosferycznych;
- w przypadku stosowania obudowy przyklejano ją poprzez kołnierz do stopki szyny, a następnie wykonywano montaż systemu osłony kabli.

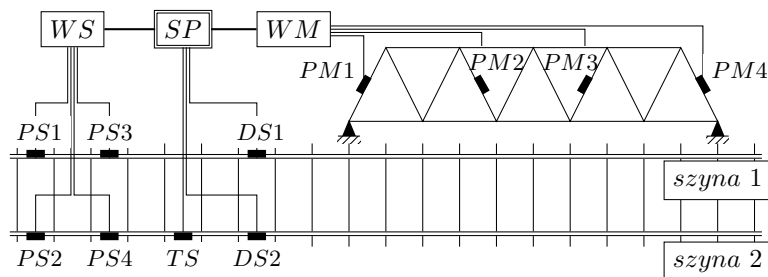
Zainstalowane w ten sposób czujniki przetestowano w warunkach polowych. Wyniki pomiarów z dwóch czujników pomiarowych (tensometryczny i piezoelektryczny) umieszczonych blisko siebie przedstawiono na rys. 3.5. Pomiary zostały wykonane klasyczną techniką tensometryczną oraz przy zastosowaniu czujnika piezoelektrycznego. Widoczna jest bardzo dobra zgodność obu technik a rozbieżności wynikają głównie z różnej lokalizacji obu czujników.



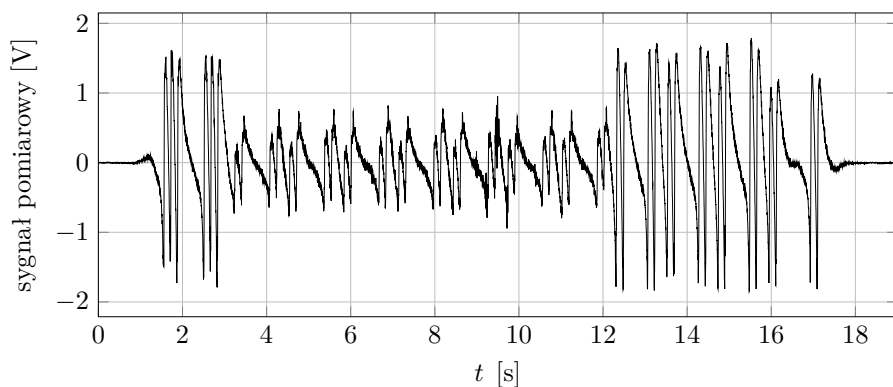
Rysunek 3.5. Porównanie sygnałów wywołanych przejazdem lokomotywy zarejestrowanych za pomocą układu tensometrycznego i czujnika piezoelektrycznego.

Na rys. 3.6 przedstawiono schemat lokalizacji czujników systemu zainstalowanego w Nieporęcie, natomiast na rys. 3.3 zamieszczono ich fotografie. Miejsce nie zostało wybrane przypadkowo, ponieważ dane dotyczące obciążeń są niezbędną informacją do działania większego systemu, mającego na celu monitorowanie stanu kratownicowych mostów kolejowych (zob. rozdział 5).

Na rys. 3.7 przedstawiano sygnał pomiarowy wygenerowany przez czujnik piezoelektryczny na skutek przejazdu pociągu towarowego. Na wykresie widocz-



Rysunek 3.6. Lokalizacja stosowanych podczas badań czujników: $PM1$ – $PM4$ (most), $PS1$ – $PS4$ (szyna) – czujniki piezoelektryczne, TS – tensometryczny czujnik odkształceń, $DS1$ i $DS2$ – czujniki przemieszczeń, WM (most), WS (szyna) – wzmacniacze, SP – układ akwizycji danych pomiarowych.



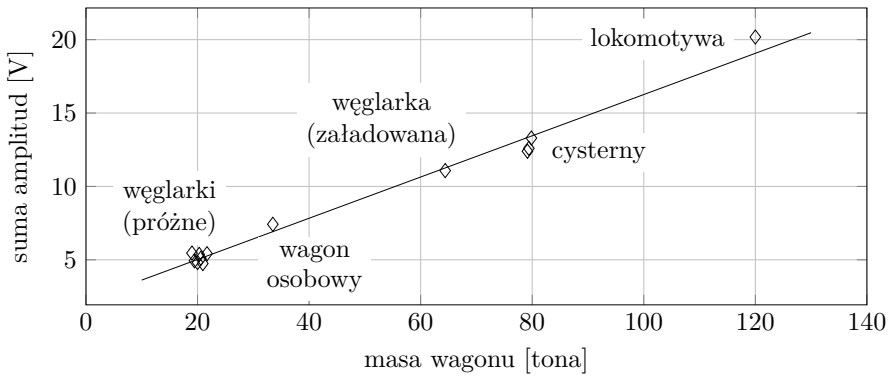
Rysunek 3.7. Sygnał wygenerowany przez czujnik piezoelektryczny podczas przejazdu pociągu towarowego.

ne są sygnały odpowiadające przejazdom poszczególnych osi składu. Zarejestrowana początkowa faza odpowiedzi szyny (pierwsze trzy sekundy) koresponduje z obciążeniem wywołanym lokomotywą o dwóch trzyosiowych wózkach. Dalsza część przebiegu czasowego odpowiada wagonom o wózkach dwuosiowych. Pierwszych siedem wagonów było lżejszych, a cztery kolejne cięższe.

Podstawą do identyfikacji obciążeń w proponowanym rozwiązaniu są amplitudy sygnałów rejestrowanych dla poszczególnych osi składu skorelowanych z siłą kontaktową występującą między szyną a kołem. Ciężar wagonu jest określony w funkcji sumy amplitud sygnałów dla wszystkich osi tego wagonu zmierzonych dwoma sensorami zlokalizowanymi na dwóch szynach. W celu uniknięcia interwencji w przypadku losowego uszkodzenia czujnika zastosowano nadliczbową

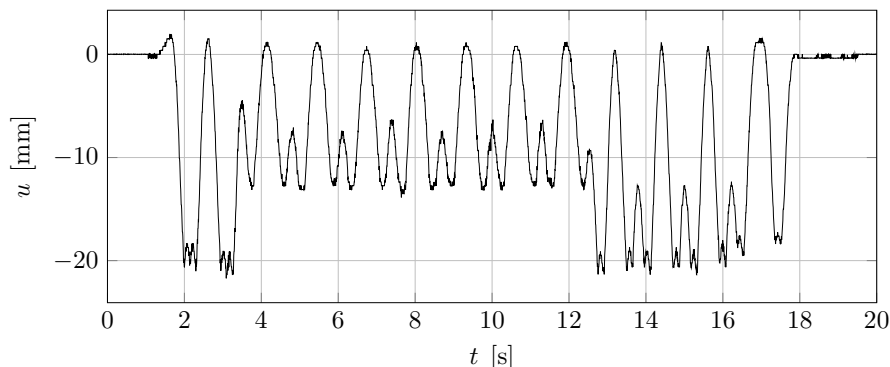
parę sensorów (nie ujętych na rys. 3.6). Odpowiedzi z dwóch sensorów można też wykorzystać do określenia uśrednionych wartości obciążeń.

Proponowane rozwiązanie, podobnie jak wszystkie komercyjnie oferowane systemy używane do ważenia dynamicznego, wymaga wstępnej kalibracji. Najczęściej stosowaną metodą w przypadku transportu kolejowego jest użycie do tego celu składu, którego parametry są znane. W przypadku badanego systemu wykorzystano statyczną komercyjną wagę kolejową, na której zostały zważone poszczególne wagony składu. Zależności pomiędzy zmierzoną statycznie masą wagonu a sygnałem generowanym przez piezoelektryczne czujniki odkształceń przedstawiono na rys. 3.8. Korelacja między wynikami ma charakter liniowy, ponieważ szyny podczas przejazdu pociągu ulegają odkształceniom w zakresie sprężystym, a zjawisko piezoelektryczne jest opisane jako liniowa interakcja pomiędzy układami: elektrycznym i mechanicznym [12].

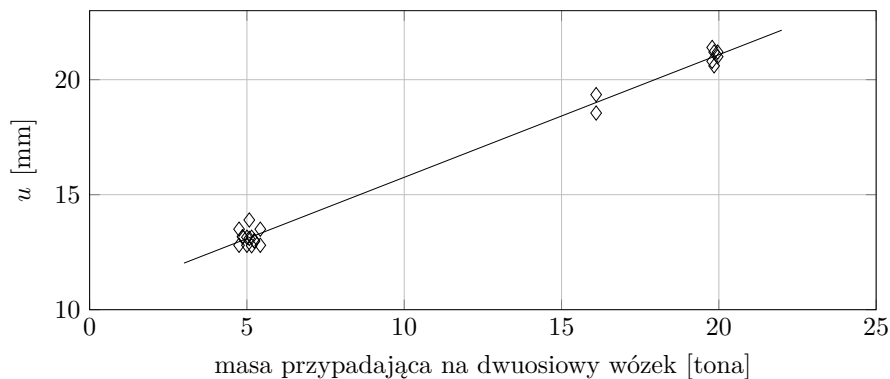


Rysunek 3.8. Sumy amplitud sygnałów z czujników *PS1* i *PS2* (wg rys. 3.6) w zależności od masy wagonu.

Podczas przejazdu składu o znanych parametrach zarejestrowano przemieszczenia pionowe szyny w funkcji czasu (por. rys. 3.9) – zarejestrowany sygnał z czujnika piezoelektrycznego dla tego samego pociągu ilustruje rys. 3.7. Na rys. 3.9 można łatwiej dostrzec przejazdy poszczególnych wózków składu. Pomiar ten pozwala rozróżnić wagony cięższe od lżejszych. Pomiar przemieszczeń nie są wykorzystywane bezpośrednio do oszacowania masy składu – mają natomiast znaczenie poznawcze i wykorzystywano je do porównania i weryfikacji obliczeń numerycznych oddziaływania typu szyna-podkład-grunt. Uzyskane wyniki pozwoliły na ocenę przemieszczenia pionowego szyn w czasie przejazdu składu kolejowego oraz na ocenę stanu przekładek i podkładów. Z rys. 3.10 wynika, że zależność przemieszczenia w funkcji zadanego obciążenia może być przybliżona



Rysunek 3.9. Wynik pomiaru przemieszczenia pionowego szyny (czujnik *DS1*) w funkcji czasu.

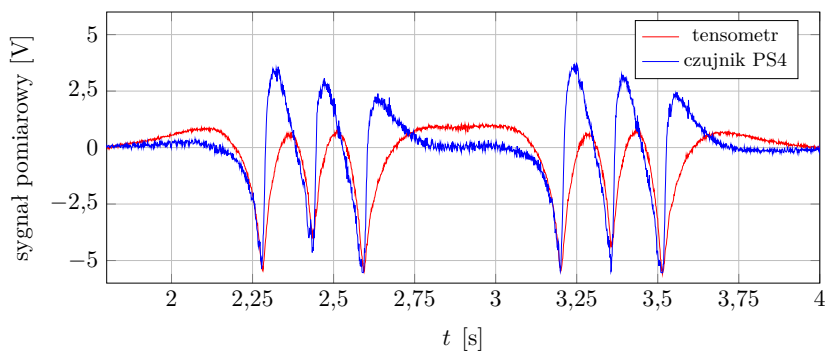


Rysunek 3.10. Wyniki pomiarów przemieszczenia pionowego szyny w funkcji masy (referencyjny pomiar statyczny).

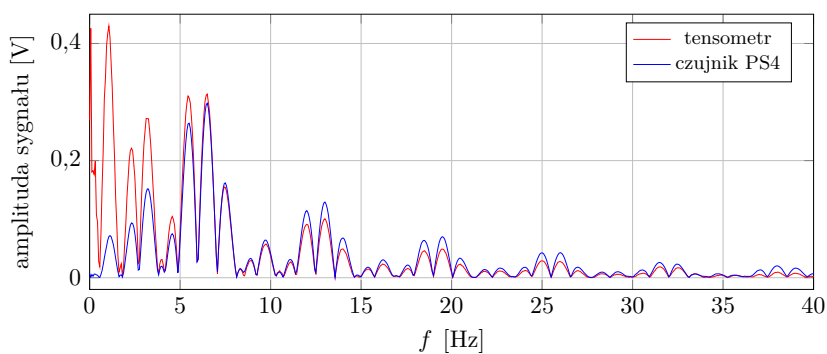
funkcją liniową. Widoczne przesunięcie punktu zerowego wykresu wskazuje na degradację podkładów. Generalnie należy stwierdzić, że torowisko w bezpośrednim otoczeniu strefy pomiarowej znajdowało się w złym stanie technicznym, a obserwowane przemieszczenia podkładów były o rząd wielkości większe niż dane literaturowe [39].

Jednym z zagadnień rozważanych w badaniach było porównanie wyników pomiarów uzyskanych czujnikami piezoelektrycznymi i tensometrycznymi. Na rys. 3.11(a) przedstawiono sygnały zmierzone podczas przejazdu lokomotywy ET-22 z prędkością 40 km/h.

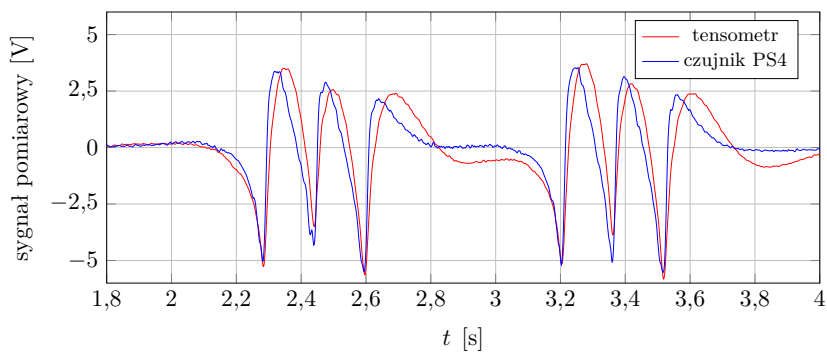
Zarejestrowane przebiegi wykazują różnice pod względem jakościowym. W celu wykonania dokładniejszej analizy, pomiary – po ich normalizacji – przed-



(a)

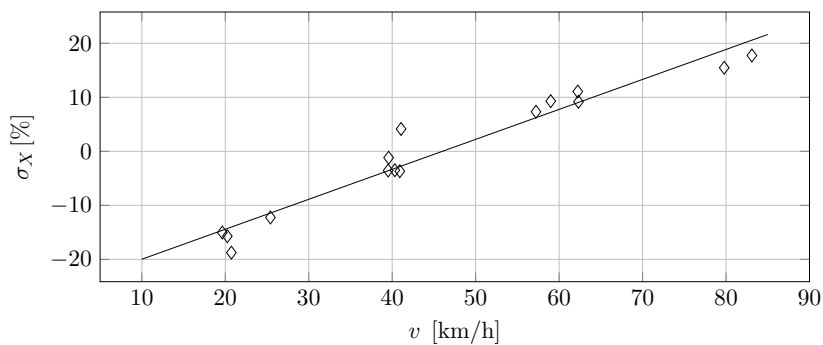


(b)

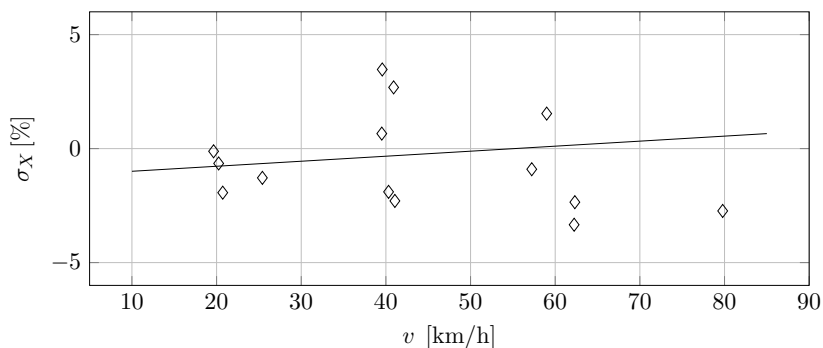


(c)

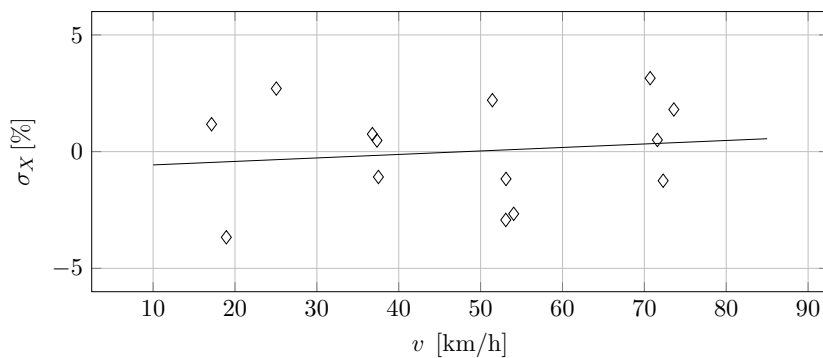
Rysunek 3.11. Sygnał z przejazdu lokomotywy ET-22 zmierzony dwoma różnymi czujnikami: (a) w dziedzinie czasu, (b) w dziedzinie częstotliwości, (c) w dziedzinie czasu po użyciu filtra pasmowego.



(a)



(b)



(c)

Rysunek 3.12. Wpływ prędkości składu na dokładność pomiaru (w odniesieniu do wagi statycznej): (a) czujnik piezoelektryczny i wzmacniacz napięciowy, (b) tensometr (c) czujnik piezoelektryczny i wzmacniacz ładunkowy.

stawiono w dziedzinie częstotliwości (por. rys. 3.11(b)), wykorzystując szybką transformatę Fouriera (FFT). Widma sygnałów różnią się znacznie w zakresie niskich częstotliwości, w którym dominuje sygnał zarejestrowany z tensometru. Wynikało to z niewłaściwego przetwarzania sygnału otrzymanego z czujnika piezoelektrycznego przez wzmacniacz napięciowy, który odpowiada za wywołanie zjawiska upływności ładunku. Skutkiem tego układ pomiarowy działał jako filtr górno-przepustowy. Ten niekorzystny wpływ wyeliminowano przez zastąpienie go wzmacniaczem ładunkowym.

Dane przedstawione na rys. 3.11(a) przetworzono filtrem pasmowym. Na rys. 3.11(c) zilustrowano wyniki pokazujące zbieżność wyników uzyskanych tensometrem oraz czujnikiem piezoelektrycznym, co potwierdza pomiar tej samej wielkości fizycznej.

Inną zależnością, która została przeanalizowana w trakcie badań eksperymentalnych był wpływ prędkości przejeżdżającego pociągu na zarejestrowaną odpowiedź czujników. Testy polegały na wielokrotnych przejazdach lokomotywy ET-22 przy różnych prędkościach do wartości dopuszczalnej ze względu na stan torowiska (20, 40, 60, 80 km/h). Na rys. 3.12 przedstawiono zależność procentowej różnicy σ_X uśrednionej masy wyznaczonej na podstawie zmierzonego sygnału (m_d) i statycznej masy referencyjnej (m_s) od prędkości lokomotywy zgodnie z zależnością:

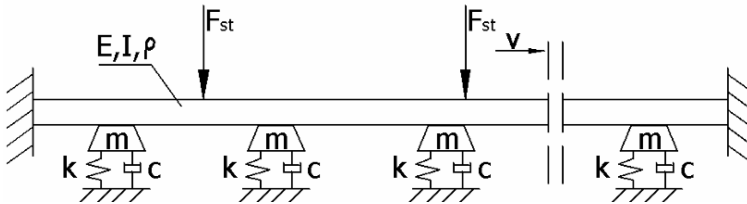
$$\sigma_X = \frac{m_d - m_s}{m_s} \cdot 100\%. \quad (3.6)$$

Wpływ prędkości na pomiar uzyskany czujnikiem tensometrycznym jest niewielki. Znacznie większy efekt widoczny jest w przypadku układu czujnika piezoelektrycznego i wzmacniaczem napięciowym, co jest głównie wynikiem stosowanego w początkowej fazie badań wzmacniacza. Efekt ten wyeliminowano po zastosowaniu wzmacniaczy ładunkowych (por. rys. 3.12). Warto wskazać, że uzyskana została powtarzalność wyników pomiarowych w granicach $\pm 5\%$, można się zatem spodziewać, że dokładność identyfikacji obciążeń za pomocą rozważanego systemu będzie podobna.

3.6 Modelowanie interakcji szyna-podkład-grunt

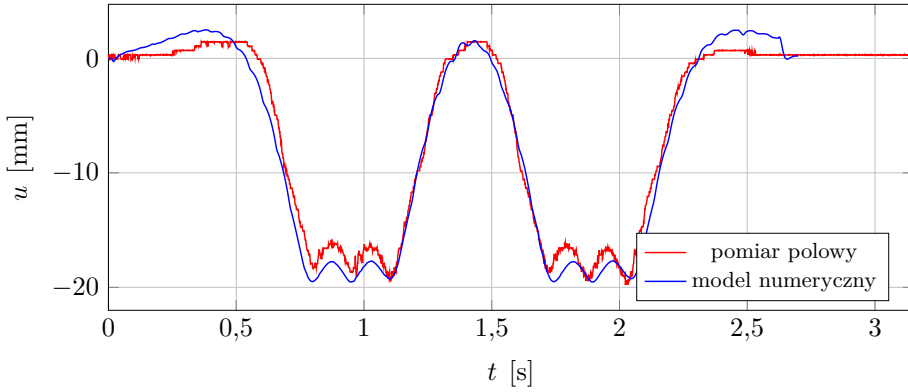
Część badań dotyczących identyfikacji obciążeń przeprowadzono za pomocą symulacji komputerowych. Do analizy użyto modelu numerycznego szyny kolejowej wraz z podkładami utworzonego za pomocą oprogramowania ADINA i przeznaczonego do analizy konstrukcji metodą elementów skończonych.

Przyjęto, że obciążenie działające na tor jest rozłożone symetrycznie. W celu zmniejszenia nakładów obliczeniowych zadania modelowano tylko jedną szynę. Model numeryczny zawierał 60 podkładów stanowiących dyskretne podparcie szyny i rozmieszczonych równomiernie co 60 cm. Szynę modelowano wg teorii Rayleigha-Timoshenki. Schemat modelu numerycznego przedstawiono na rys. 3.13. Parametry belki, takie jak gęstość ρ , moduł Younga E oraz moment bezwładności I zostały przyjęte na podstawie rzeczywistych danych materiałowych i geometrycznych szyny typu S60. Znaczna liczba użytych w modelu podkładów jest uzasadniona dążeniem do zminimalizowania efektów wywołanych warunkami brzegowymi w środkowej części modelu (20 podkładów), którego odpowiedzi były dalej analizowane. Posadowienie podkładów modelowanych jako sztywne ciała o masie $m = 50$ kg na gruncie zrealizowano przy użyciu zmodyfikowanego modelu Kelvina-Voigta, który stanowi równoległe połączenie sprężyny i tłumika. Wartość współczynnika sprężystości k przyjęto na podstawie badań (por. rys. 3.10). Przyjęto biliniową charakterystykę sprężystości (do ugięcia 10 mm $k = 0,25$ MN/m, powyżej $k = 4$ MN/m). Wartość tłumienia lepkiego równą $c = 3 \cdot 10^4$ Ns/m przyjęto na podstawie danych literaturowych [18,39]. Parametry wszystkich 60 podkładów były jednakowe. Obciążenie modelowano za pomocą układu pionowych sił skupionych i przemieszczającego się w kierunku poziomym ze stałą prędkością. Zastosowane uproszczenia w modelu (np. nieuwzględnienie wpływu gumowych przekładek znajdujących się między szyną a podkładem) jest uzasadnione bardzo złym stanem podtorza w rzeczywistym obiekcie.

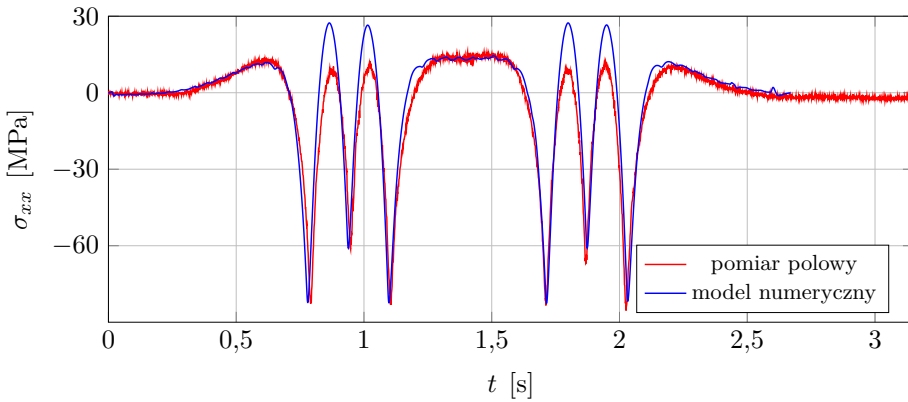


Rysunek 3.13. Schemat modelu numerycznego szyna-podkład-grunt.

Analizowany model zweryfikowano za pomocą danych otrzymanych w badaniach eksperymentalnych z wykorzystaniem przejazdów elektrowozu ET-22. Na rys. 3.14 porównano wyniki numeryczne oraz doświadczalne uzyskane w warunkach polowych. Na rys. 3.14(a) porównano przemieszczenia pionowe szyny pomiędzy podkładami, a z kolei na rys. 3.14(b) naprężenia w dolnej części stopki szyny.



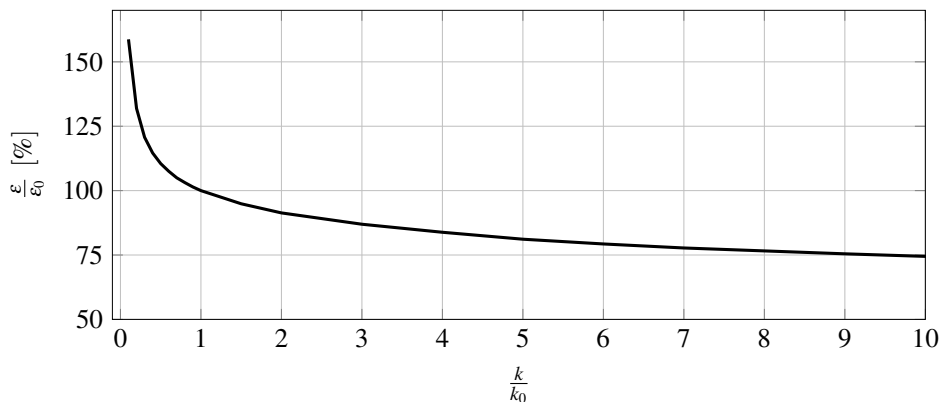
(a)



(b)

Rysunek 3.14. Porównanie wyników eksperymentalnych i numerycznych: (a) przemieszczenie szyny, (b) naprężenia w stopce szyny.

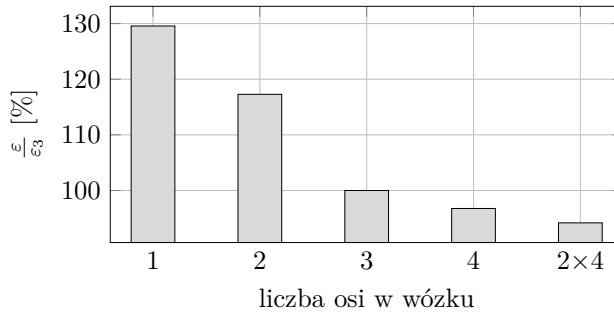
W czasie eksploatacji torowiska mogą ulec zmianie warunki posadowienia podkładów. Może to być wywołane normalną eksploatacją, remontem podtorza lub np. jego zamarznięciem. Z tego powodu ważne jest oszacowanie wpływu warunków posadowienia na zmianę odkształceń szyny. Za pomocą modelu numerycznego szyny wykonano analizę wrażliwości sztywności podtorza na odkształcenie szyny. Zadanie polegało na określeniu stopnia zmiany odkształcenia szyny pod tym samym obciążeniem, lecz przy różnych wartościach współczynnika sprężystości k . Na rys. 3.15 przedstawiono względne zmiany odkształcenia $\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0}$ wynikające ze zmian współczynnika sprężystości w stosunku do wartości podsta-



Rysunek 3.15. Wpływ sztywności posadowienia podkład-grunt na odkształcenie szyny.

wowej k_0 , którą przyjęto na podstawie badań polowych. Z tego wykresu wyraźnie widać znaczący wpływ sposobu posadowienia podkładów na odkształcenie szyny, przy czym związek ten ma charakter nieliniowy.

W użytkowanych w Polsce wagonach kolejowych liczba osi jest różna. Najbardziej popularne są zestawy dwuwózkowe o jednej lub dwóch osiach przypadających na wózek [15]. Znane są również rozwiązania mające trzy, cztery lub dwa razy po cztery osie przypadające na wózek [16]. Z tego względu, istotna jest ocena rozkładu ciężaru na odkształcenie szyny w miejscu planowanych instalacji czujników – w środku rozpiętości pomiędzy podkładami. W tym celu wykonano symulacje numeryczne, w których obciążenie wywierane przez wagon na szyny rozkładano na różną liczbę sił skupionych. Położenie układu sił modelujących obciążenie dobrano w taki sposób, aby ich odległości odpowiadały rozstawom osi występujących w typowych wagonach i lokomotywach. Wyniki tych analiz przedstawiono na rys. 3.16. Na osi pionowej zaznaczono względne maksymalne wartości odkształceń (odniesione do maksymalnych odkształceń ε_3 wywołanych przez wózek z trzema osiami), a na osi poziomej – liczbę osi w wózku (wózkach). Z tego wykresu widać, że nie można zaniedbać wpływu liczby osi w wózku na odkształcenie szyny. W przeciwnym przypadku wagony o mniejszej liczbie osi w wózku zostałyby zidentyfikowane jako cięższe niż w rzeczywistości. Z tego powodu niezbędne jest uwzględnienie liczby osi wagonu w algorytmie identyfikacji obciążeń. Korekty te są również niezbędne w przypadku użycia procedury kalibracji doraźnej.



Rysunek 3.16. Zależność liczby osi w wózku na maksymalne względne odkształcenie szyny.

3.7 Pilotażowa waga kolejowa

Wagę kolejową wraz układem do bezprzewodowego przesyłu danych zainstalowano, uruchomiono i przetestowano w pobliżu stacji kolejowej *Warszawa Powiśle*, w odległości ok. 600 m przed wjazdem na Most Średnicowy w Warszawie. Ten pilotażowy system jest zdolny do akwizycji sygnałów pomiarowych z czujników piezoelektrycznych zamontowanych na szynach oraz bezprzewodowego przesyłania danych pomiarowych na odległy serwer. Zainstalowane na serwerze oprogramowanie umożliwia odbiór zarejestrowanych sygnałów, przetwarzanie i wyświetlanie za pośrednictwem witryny internetowej. W tej sekcji przedstawiono podstawowe komponenty tego systemu oraz ich właściwości. Układ pracuje w sposób ciągły i jest odporny na czynniki atmosferyczne w stopniu umożliwiającym jego eksploatację w typowych warunkach pogodowych występujących w Polsce.

Akwizycja danych. Do akwizycji danych użyto kontrolera cRIO NI 9075 firmy National Instruments, wyposażonego w kartę pomiarową NI 9205. Oprogramowanie sterujące napisano w środowisku *LabView*. Kontroler cRIO NI 9075 (por. rys. 3.17(a)) to zintegrowany kontroler przemysłowy wyposażony w system czasu rzeczywistego i programowalną matrycę bramek FPGA. Ze względu na zwartą obudowę, odporną na wstrząsy oraz mogącą pracować w szerokim zakresie temperatur jest z powodzeniem stosowany w systemach pomiarowych. Wyposażony jest w procesor 400 MHz 128 MB pamięci DRAM i 256 MB pamięci stałej do przechowywania danych. Możliwe jest także podłączanie zewnętrznych pamięci poprzez złącze RS232. Komunikacja z urządzeniem odbywa się przez gniazdo Ethernet. Szczególnie ważną własnością kontrolera jest możliwość programowania go w środowisku *LabView*. Środowisko to udostępnia bardzo

szeroką bibliotekę funkcji napisanych specjalnie do obsługi systemów kontrolno-pomiarowych wliczając w to wyzwalanie pomiaru, akwizycję danych, sterowanie, analizę sygnału oraz zapisywanie i wysyłanie danych za pomocą różnych protokołów. Karta NI 9205 (por. rys. 3.17(b)) umożliwia pomiar analogowych sygnałów napięciowych w zakresie $\pm 10\text{ V}$ na 32 kanałach z częstotliwością do 250 kHz. Ze względu na zwartą, odporną na czynniki środowiskowe obudowę jest zalecana do przemysłowych systemów pomiarowych i zastosowań terenowych.



Rysunek 3.17. Elementy układu akwizycji danych: (a) kontroler cRIO NI 9075, (b) karty pomiarowe NI 9205.

Przyjęto, że rozpoczęcie akwizycji danych następuje w momencie osiągnięcia przez sygnał ustalonej wartości progowej napięcia. Dane pomiarowe gromadzone są przez 60 s przy częstotliwości próbkowania 1 kHz. Uznano, że przy średnim czasie przejazdu pociągów na tym odcinku wynoszącym 10 s, wskazana wartość jest wystarczająca. Akwizycja kończy się w sytuacji braku próbek o napięciu wyższym od wartości progowej przez co najmniej 3 sekundy. Następnie wywoływany jest klient TCP/IP który wysyła dane do modułu transmisji bezprzewodowej GSM. Oprogramowanie umieszczono na kontrolerze i skonfigurowano w taki sposób, aby uruchamiał się automatycznie po każdym restarcie lub utracie napięcia zasilania.

Kolejnym blokiem wzmacniacza w układzie akwizycji danych jest wtórnik napięciowy, którego zadaniem jest spełnienie roli bufora oddzielającego układy dołączone do jego zacisków wejściowych i wyjściowych. Ostatnim blokiem układu jest układ wzmacniacza odwracającego, który umożliwia wprowadzenie napięcia referencyjnego i może zmienić sygnał wejściowy o stałą wartość. Na wyjściu układu zastosowano analogowy filtr dolnoprzepustowy.

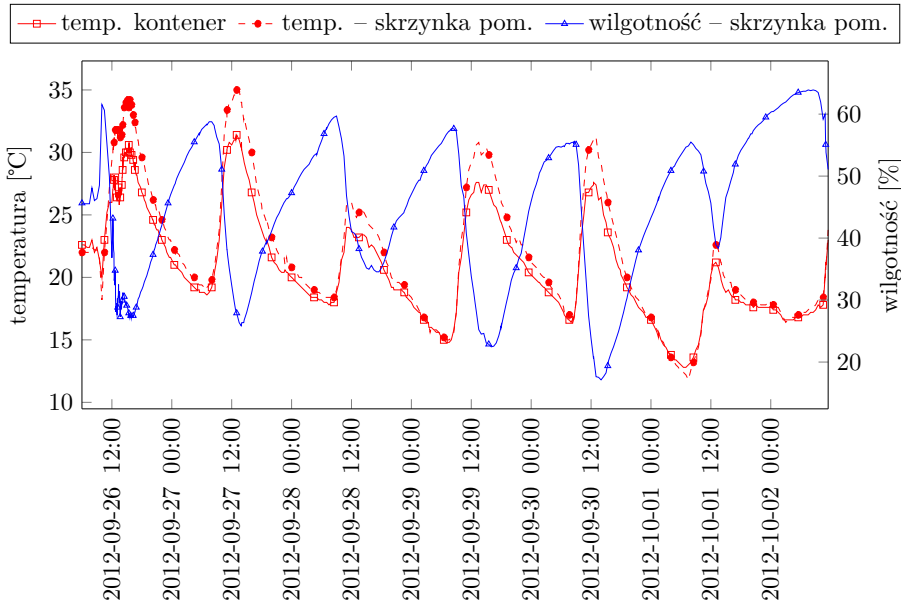
W celu dostosowania sygnału z czujników piezoelektrycznych do układu pomiarowego wykonano dedykowany do uwarunkowań tego pomiaru wzmacniacz kondycjonujący. W układzie akwizycji danych zastosowano również przedwzmacniacz ładunkowo-czuły (potocznie nazywany ładunkowym). Zalicza się on

binarne sterowane przez router. Oprogramowanie komputera jest zdalnie konfigurowalne za pomocą wiadomości SMS, a potwierdzenie przyjętego parametru jest realizowane przez wiadomość zwrotną SMS. Terminal autodiagnostyczny monitoruje pracę urządzeń elektronicznych i powiadamia za pomocą komunikatów SMS o uprzednio wymienionych nieprawidłowych działaniach systemu. Informacje te są dostępne również za pośrednictwem sieci internetowej. Przeprowadzone laboratoryjne testy terminala (por. tabela 3.2) wykazały zdolność do wykonywania zakładanych funkcji związanych z przekazywaniem danych pomiarowych oraz monitorowania poprawności ich pracy.

Tabela 3.2. Wyniki testów laboratoryjnych komputera przemysłowego i terminala.

Nr testu	Rodzaj testu	Rezultat
1	Poprawność przesyłu danych	porównano dane wysłane i dane odebrane, stan 1:1 (32 transfery o różnej zawartości)
2	Czas od przesłania danych z akwizytora danych do zapisu na serwerze danych	pliki do 1 MB – do 6 s, pliki do 3 MB – do 8 s
3	Poprawność pracy terminala monitorującego	funkcje działały prawidłowo (analiza sygnałów analogowych, badanie środowiska, analiza sygnałów binarnych, odbiór danych z komputera przemysłowego, wysyłanie SMS alarmowych i logów alarmowych na serwer)
4	Długookresowa praca układu	testowano pracę systemu przez okres jednego tygodnia, działanie było prawidłowe
5	Czas pracy systemu autodiagnostyki bez zasilania	testowano pracę tylko na akumulatorze (bez zasilania zewnętrznego), czas pracy do „uśpienia” systemu wyniósł 18 godzin
6	Siła sygnału GSM dla karty SIM umieszczonej w komputerze przemysłowym i terminalu monitorującym	siła sygnału routera – 23 jednostki, dla terminala autodiagnostyki – 24 jednostki; maks. siła sygnału wynosiła 32 jednostki; zarejestrowano pojedyncze zerwanie łączności z siecią GSM (do 2 razy na dobę) urządzenia prawidłowo nawiązywały ponownie łączność
7	Zdalna wymiana oprogramowania	terminal autodiagnostyki test przeszedł prawidłowo; komputer przemysłowy wymaga stałego IP dla karty SIM, aby taki test wykonać – taka karta znacznie podnosi koszty eksploatacji systemu i nie została zastosowana; zdalne konfigurowanie wykonano pomyślnie za pomocą telefonu komórkowego

Wszystkie elementy układu do bezprzewodowego przesyłu danych umieszczono w pomieszczeniu technicznym (kontener) znajdującym się w pobliżu stacji kolejowej *Warszawa Powiśle*. Na rys. 3.19 przedstawiono zmiany wilgotności (%RH) i temperatury (°C) powietrza ciągu kolejnych dób. Jeden z czujników temperatury umieszczono w pomieszczeniu technicznym, a drugi wraz z czujnikiem wilgotności (i układami elektronicznymi) w skrzynce pomiarowej znajdującej się w tym pomieszczeniu.



Rysunek 3.19. Zmiany temperatury i wilgotności powietrza w ciągu kolejnych dób w okresie wrzesień-październik 2012.

Wyniki testów polowych opisano w tabeli 3.3, przy czym odbierane sygnały GSM były tu silniejsze (centrum Warszawy) niż w lokalizacji podczas testów laboratoryjnych (Warszawa, Żerań). Okres testów przypadłał na przełom września i października, a w tym czasie są duże wahania temperatur i wilgotności powietrza. Odzwierciedliły to zarejestrowane przez terminal autodiagnostyczny pomiary temperatury i wilgotności przedstawione na rys. 3.19. Zarejestrowane wilgotności wahają się w zakresie od 12% do 60% wilgotności względnej. Oznacza to, że są to warunki graniczne, które mogą wpływać na żywotność jak i zachowanie funkcjonalne układów elektronicznych. Z tego względu uzasadnione jest monitorowanie tego parametru środowiskowego.

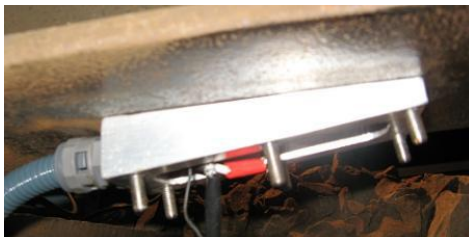
Tabela 3.3. Wyniki testów polowych bezprzewodowego przesyłu danych.

Układ	Rodzaj testu	Rezultat
Terminal do autodiagnostyki	<ul style="list-style-type: none"> • poprawność alarmowania SMS • poprawność rejestracji danych z czujników i przesyłu ich na zdalny serwer • praca bez zasilania zewnętrznego • moc sygnału GSM 	<ul style="list-style-type: none"> • alarmowanie: wszystkie alarmy znajdowały odzwierciedlenie w SMS oraz zapisach na serwerze • zasilanie: <ul style="list-style-type: none"> – niewielkie wahania zasilania – stabilna praca przy zasilaniu akumulatorowym – okres pracy do „uśpienia”: 14 h • zmierzony sygnał GSM: 29 jednostek
Komputer przemysłowy	<ul style="list-style-type: none"> • poprawność przesyłu danych pomiarowych • czas od przesłania danych z akwizytora do zapisu na serwerze • testy długookresowe poprawności pracy układu • moc sygnału GSM 	<ul style="list-style-type: none"> • dane wysłane równoważne odebranych na serwerze • szybkość przesyłu: pliki do 1 MB – do 6 s, pliki do 3 MB – do 8 s (jak w testach laboratoryjnych) • obserwacja przez okres dwóch tygodni nie wykazała zakłóceń w pracy systemu przesyłu i monitorowania • poprawne sygnały przez cały okres (2 tyg.), 25–29 jednostek

Instalacja układu pomiarowego i układów elektronicznych. Instalację czujników pomiarowych przeprowadzono zgodnie z następującymi wytycznymi:

- czujniki piezoelektryczne są instalowane pośrodku spodniej strony stopki szyny, w połowie odległości pomiędzy podkładami kolejowymi;
- dwa piezoelektryczne czujniki aktywacyjne są umieszczone przeciwległe, po jednym na każdej z szyn, w odległości 6–10 m od strefy pomiarowej;
- cztery piezoelektryczne czujniki w strefie pomiarowej są umieszczone przeciwległe, po dwa czujniki (odległości 5–8 m od siebie) na każdej z szyn;
- instalację czujników przeprowadzono w sposób nienaruszający spójności szyn i niepowodujący osłabienia właściwości mechanicznych podsypki kolejowej, trwałe, odporne na działanie czynników atmosferycznych;
- czujniki (oraz aparatura pomiarowa) nie są widoczne dla osób postronnych;
- w strefie pomiarowej zainstalowano czujnik temperatury.

Sześć czujników piezoelektrycznych naklejono wg uprzednio wymienionych wymagań, a ze względu na ochronę przed uszkodzeniem mechanicznym umieszczono je w aluminiowych obudowach (por. rys. 3.20). Prace montażowe przeprowadzono późną nocą ze względu na ograniczony ruch kolejowy.



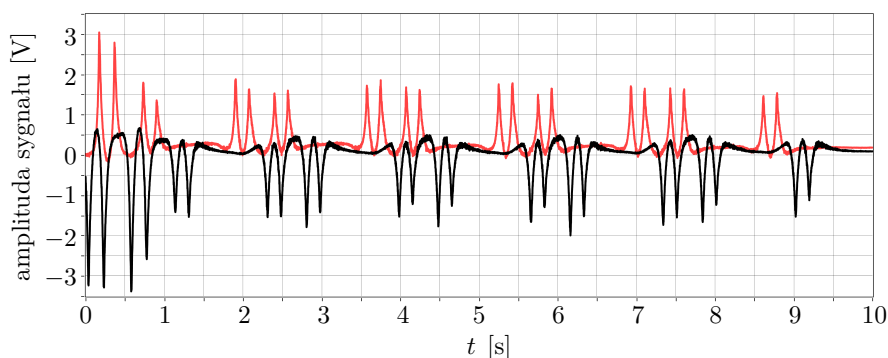
Rysunek 3.20. Zainstalowany czujnik wraz z obudową i złączem.

W pomieszczeniu technicznym w pobliżu strefy pomiarowej umieszczono zespoły elektroniczne (wzmacniacze, kontroler, kartę akwizycji danych, komputer przemysłowy i terminal autodiagnostyczny). Uwarunkowania techniczne tej lokalizacji wagi kolejowej były korzystne ze względu na dostęp do energii elektrycznej. Po zainstalowaniu elementów sprawdzono ich poprawność działania zarówno w zakresie przygotowania do pomiarów, jak i bezprzewodowego przesyłania danych.

Oprogramowanie do przetwarzania sygnałów i ich wizualizacji. Zainstalowane na zdalnym serwerze oprogramowanie jest zdolne do przetwarzania sygnałów pomiarowych oraz wizualizacji i udostępniania ich wyników. Celem analizy sygnałów jest określenie następujących parametrów związanych z przejazdem pociągu:

- całkowita liczba osi;
- naciski każdej osi;
- liczba wagonów;
- masy wagonów;
- prędkość;
- całkowita długość pociągu.

Program do analizy sygnałów pomiarowych opracowano z wykorzystaniem systemu *LabView* (National Instruments). Na rys. 3.21 przedstawiono przykładowe zarejestrowane sygnały z dwóch wybranych czujników. Sygnały te (o różnej polaryzacji) są wywołane przejazdem pociągu dalekobieżnego ciągniętego przez



Rysunek 3.21. Typowy rezultat pomiaru uzyskany dla przejazdu pociągu dalekobieżnego.

elektrowóz. Oś pionowa wyrażona jest w woltach, a rejestrowany sygnał jest proporcjonalny do odkształcenia wzdłużnego spodniej stopki szyny. Na osi poziomej odniesiono czas w sekundach. Widoczne lokalne wartości maksymalne odpowiadają wzrostowi nacisku kół pojazdu na tor w miejscu montażu czujników i są proporcjonalne do przyłożonego obciążenia. W konsekwencji, reprezentują rozkład ciężaru wzdłuż przejeżdżającego pociągu. Przesunięcia poziome wykresów wynikają z różnych lokalizacji czujników na szynie. Ze względu na znaną odległość pomiędzy czujnikami, do obliczenia prędkości przejazdu wystarczające jest wyznaczenie czasu pomiędzy najazdem pociągu na kolejne punkty pomiarowe. Wartości bezwzględne amplitud mogą być różne (niewidoczne na rys. 3.21), co wynika z różnej czułości i polaryzacji czujników. Konieczne jest więc wykonanie normalizacji sygnałów, a następnie określenie przesunięcia w czasie tych sygnałów.

Rozróżnienie typów pociągów, lokomotyw i wagonów przeprowadzono na podstawie analizy odległości pomiędzy osiami przy założeniu stałej prędkości przejazdu (lub znanego przyspieszenia). W celu weryfikacji takiego założenia przeanalizowano ok. 3000 zarejestrowanych pomiarów w okresie od 24 października do 20 listopada 2012 r. W tej grupie zidentyfikowano 12 przejazdów ze zmienną prędkością co stanowi mniej niż 1% wszystkich przejazdów. W tej sytuacji przyjęto założenie o stałej prędkości przejazdów pociągów. W tabeli 3.4 przedstawiono charakterystyczne odległości pomiędzy osiami umożliwiające identyfikację typu pociągu i jego członów.

Na podstawie rozkładu amplitud w czasie wyznaczane są odległości pomiędzy osiami. W wyniku analizy sygnałów pomiarowych przyjęto, że wartość amplitudy powinna przekraczać poziom 0,25 V. Wartości obciążeń osiowych są wy-

Tabela 3.4. Charakterystyczne odległości pomiędzy osiami.

Odległość [m]	Identyfikacja osi
< 3,2	osie jednego wózka
< 10,0 (pomiędzy 2 i 3 osią)	osie elektrowozu
> 10,0 (pomiędzy 2 i 3 osią)	osie zespołu trakcyjnego
< 3,5 (pomiędzy 2 i 3 osią)	osie wózka trzyosiowego, elektrowóz 6 osiowy
< 10,0 (pomiędzy 6 i 7 osią)	osie elektrowozu 8 osiowego
> 10,0	osie jednego wagonu
< 9,0 (pomiędzy osiami n-1 i n-2)	osie pchającego elektrowozu

znaczane za pomocą iloczynu wartości amplitudy (odczytanej w miejscu zlokalizowania osi) oraz pewnego współczynnika skalującego. Współczynnik skalujący obliczany jest jako iloraz znanego obciążenia i towarzyszącego mu odczytu wartości pomiaru (osiowe obciążenie elektrowozów EU07, EP07, EP08 wynosi 198 kN). Takie rozwiązanie jest wygodne ze względu na częste przejazdy tego typu lokomotyw w analizowanej lokalizacji (ok. 60 spośród 170 przejazdów w ciągu doby).

Monitorowane parametry ruchu pociągów są udostępniane użytkownikowi systemu za pośrednictwem dynamicznej witryny internetowej. Wygląd fragmentu tej strony przedstawiono na rys. 3.22. Dostęp do bazy danych jest automatyzowany, a po zalogowaniu prezentowane są użytkownikowi ogólne informacje (rys. 3.22(a)), dotyczące ostatnich przejazdów. Szczegółowe dane określonego przejazdu są wyświetlane po kliknięciu odpowiedniego odnośnika (por. rys. 3.22(b)).

Data	Typ	Prędkość [km/h]	Liczba członów	Max masa [T]	Max nacisk osiowy [kN]	
2014-03-10 14:38	E	21	6	81	206	skład
2014-03-10 14:32	E	27	6	89	231	skład
2014-03-10 14:24	E	26	6	81	207	skład
2014-03-10 14:11	E	48	7	81	209	skład
2014-03-10 13:58	Z	27	6	50	132	skład
2014-03-10 13:53	E	21	5	82	205	skład
2014-03-10 13:30	E	31	6	80	206	skład
2014-03-10 13:15	E	44	5	94	235	skład
2014-03-10 13:01	E	50	6	80	236	skład
2014-03-10 12:49	E	24	9	91	234	skład
2014-03-10 12:35	E	29	9	84	220	skład
2014-03-10 12:25	E	27	8	87	222	skład
2014-03-10 12:01	E	29	5	80	201	skład
2014-03-10 11:43	E	43	6	71	184	skład
2014-03-10 11:41	E	36	6	77	202	skład

(a)

Lp	Masa [T]	Naciski osiowe [kN]					
1	81	197	206	187	205		
2	45	118	108	106	109		
3	43	94	111	92	122		
4	48	122	114	118	119		
5	44	117	103	102	111		
6	46	116	111	109	112		

(b)

Rysunek 3.22. Wizualizacja parametrów wybranego przejazdu pociągu: (a) widok ogólny interfejsu użytkownika z tabelą zarejestrowanych przejazdów, (b) widok szczegółowy pierwszego rekordu.

3.8 Podsumowanie

Rozdział jest poświęcony rozwojowi i praktycznej realizacji dynamicznej wagi kolejowej (DWK). Urządzenie to może stanowić uzupełnienie systemu monitorowania stanu kratownicowych mostów kolejowych. Zaproponowano tu metodę wykorzystującą pomiar odkształceń szyny kolejowej wywołanych przejazdem pociągu. Do pomiaru odkształceń wykorzystano czujniki piezoelektryczne oraz – w celach porównawczych – tensometryczne czujniki elektrooporowe. Przeprowadzone badania w warunkach polowych pozwoliły na weryfikację modelu numerycznego układu typu szyna-podkład-podłoże. Ważnym elementem systemu jest oprogramowanie do analizy sygnałów i identyfikacji parametrów przejeżdżającego pociągu, a także do wizualizacji i udostępnienia tych wyników autoryzowanemu użytkownikowi. Algorytm kalibracji doraźnej (wykorzystujący znaną masę lokomotywy) daje możliwość odseparowania pomiaru od wpływu niektórych czynników zewnętrznych. Badania wykazały, że piezoelektryczne czujniki odkształceń mogą być wykorzystywane do identyfikacji obciążeń i stanowią dobrą alternatywę dla innych technik pomiarowych.

Badania rozwojowe prowadzone były w pobliżu mostu kolejowego w Nieporęcie koło Warszawy, gdzie przeprowadzono wstępne badania polowe i zakończone prototypowym rozwiązaniem. Opracowana waga ma na celu dostarczenie informacji o obciążeniu do systemu monitorowania konstrukcji mostu kratownicowego. Ruch na tej linii jest stosunkowo niewielki, lecz zróżnicowany. W związku z tym istotną zaletą opracowanego rozwiązania jest możliwość uzyskania pomiarów dla zarówno lekkich pojazdów szynowych jak i ciężkich, towarowych składów kolejowych.

Z drugiej strony instalacja wagi kolejowej w pobliżu stacji *Warszawa Powiśle*, zlokalizowanej przed wjazdem na Most Średnicowy, dostarcza bogatego zbioru danych pomiarowych rejestrowanych dla pociągów pasażerskich. Most Średnicowy obsługuje do 700 pociągów w ciągu doby przy eksploatacji 4 torów. Usytuowanie Centrum Nauki Kopernik (CNK), z którego widoczny jest ten obiekt, umożliwiło podjęcie wspólnej (CNK i IPPT PAN), ciekawej inicjatywy dotyczącej utworzenia w nim nowej ekspozycji w galerii *Człowiek i środowisko*. Jej celem jest prezentacja (w formie animacji komputerowej) deformacji mostu wywołanych przejazdem pociągu, który jest jednocześnie widoczny przez okno galerii. Animacja ta jest wynikiem obliczeń numerycznych drgań mostu wywołanych przejazdami pociągów, których wartości obciążenia są dostarczane przez wagę kolejową zainstalowaną na stacji *Warszawa Powiśle*.

System monitorowania stalowego mostu kolejowego

Przemysław Kołakowski

Arkadiusz Mróz

Anita Orłowska

Piotr Pawłowski

Damian Sala

Krzysztof Sekuła

Andrzej Świercz

Dariusz Wiącek

Paweł Wójcicki

4.1 Wprowadzenie

Starzejąca się infrastruktura (np. mosty drogowe, kolejowe) przy jednoczesnym zwiększaniu intensywności ruchu powoduje konieczność poszukiwania zautomatyzowanych metod monitorowania i oceny bieżącego stanu technicznego oraz oszacowania żywotności konstrukcji. W tym rozdziale przedstawiono system monitorowania mostu Moni-Most – od koncepcji po jej implementację – na przykładzie obiektu zlokalizowanego w Nieporęcie. Opisano elementy składowe takiego systemu wraz z rozwiązaniami sprzętowymi, w tym dynamicznej wagi kolejowej (DWK) zainstalowanej w pobliżu mostu. Rozwiązania sprzętowe obejmują układy elektroniczne akwizycji i przetwarzania danych pomiarowych, bezprzewodową transmisję krótkiego i dalekiego zasięgu. Zainstalowana waga dostarcza informacji o obciążeniach działających na most. Ze względu na brak dostępu do energii elektrycznej wykorzystano baterie zasilane ogniwami fotowoltaicznymi. Drgania konstrukcji mostu wywołane przejazdem składu kolejowego są rejestrowane przez układ czujników zainstalowanych na moście. Zgromadzone dane są następnie bezprzewodowo przesyłane na odległy serwer, na którym są

archiwizowane i analizowane. Opracowanie zawiera również modelowanie numeryczne mostu, pomiary częstotliwości drgań własnych, a także drgań z udziałem wymuszeń wywoływanych za pomocą siłownika hydraulicznego oraz obciążeń generowanych przez przejeżdżające pociągi.

4.2 Koncepcja systemu monitorowania mostu

Przedmiot badań to typowy kratownicowy mostem kolejowy, jednoprzęsłowy i jednotorowy, o rozpiętości 40 m i wysokości 8 m, zlokalizowanym w Nieporęcie koło Warszawy nad Kanalem Żerańskim obsługującym linię kolejową Legionowo-Tłuszcz. Widok ogólny tego obiektu zilustrowano na rys. 4.1.



Rysunek 4.1. Widok kratownicowego mostu kolejowego w Nieporęcie koło Warszawy.

W Polsce istnieje kilkaset podobnych mostów o różnych rozpiętościach. Napięcie ruchu kolejowego na tym obiekcie jest stosunkowo niewielkie, co umożliwiało przeprowadzanie prac badawczych. Z drugiej strony, przejazdy składów kolejowych znacząco różniły się od siebie, jeśli chodzi o ich masę (pociągi towarowe, szynobusy), dając w ten sposób szeroki zakres odpowiedzi konstrukcji. Podobnie jak wiele innych mostów, raz na kilka lat przeprowadzane są wizualne przeglądy techniczne, co jest podstawą decyzji o bieżących pracach konserwacyjnych obiektu. Te okresowe inspekcje są z jednej strony niezbędne do właściwej, długoterminowej eksploatacji konstrukcji, lecz z drugiej strony w okresach pomiędzy przeglądami może dochodzić to nagłych zmian warunków pracy (rozwój korozji w trudno dostępnych lub niewidocznych miejscach, osunięcia gruntu). Opracowanie systemu zdolnego do bieżącej oceny stanu technicznego mostu było podstawową motywacją podjętych badań.

Proponowane rozwiązanie to zintegrowany system monitorowania zawierający dwa wzajemnie uzupełniające się podsystemy (por. rys. 3.2): WIM i SHM.

1. **Podsystem WIM** (ważenie w ruchu, ang. *weigh-in-motion*), którego funkcję spełnia dynamiczna waga kolejowa (DWK). Wagę DWK przedstawiono w rozdziale 3. Zapewnia ona rejestrację sygnałów pomiarowych, na podstawie których są określane obciążenia wywołane przez przejeżdżający pociąg. Waga wyposażona jest w tzw. *czujniki aktywacyjne, czujniki pomiarowe*, jednostkę akwizycji i przetwarzania danych oraz układ do ich bezprzewodowego przesyłu. Zadaniem czujników aktywacyjnych jest wykrycie zbliżającego się pociągu do strefy pomiarowej, po którym następuje przełączenie podsystemów WIM i SHM z trybu pasywnego (o obniżonym poborze energii elektrycznej) do trybu aktywnego. W trybie aktywnym odbywa się rejestracja sygnałów z czujników pomiarowych. Opcjonalnie – w przypadku braku dostępu do energii elektrycznej – podsystemy zawierają moduły zasilania oparte na ogniwach fotowoltaicznych. Czujniki aktywacyjne i pomiarowe umieszczone są na spodniej stronie stopki szyny pomiędzy podkładami, a strefa pomiarowa zlokalizowana jest przed wjazdem na most. Sygnały z sensorów przekazywane są za pośrednictwem sieci telefonii komórkowej GSM do odległego centrum komputerowego w celu dalszej ich analizy. W wyniku przetwarzania danych pomiarowych otrzymywane są podstawowe parametry dotyczące przejazdu pociągu (np. prędkość, masy wagonów, naciski osiowe), które są dostępne za pośrednictwem sieci internetowej dla autoryzowanego użytkownika. Znajomość tych obciążeń jest konieczna do numerycznego modelowania drgań mostu.
2. **Podsystem SHM** (monitorowanie stanu technicznego konstrukcji, ang. *structural health monitoring*), rozwijany w ramach badań jako tzw. system Moni-Most, którego celem jest rejestracja danych pomiarowych z czujników umieszczonych na elementach konstrukcyjnych mostu, na podstawie których możliwa jest bieżąca ocena stanu technicznego obiektu. Każdy czujnik jest zintegrowany z *modułem pomiarowym* wyposażonym w system bezprzewodowej, lokalnej transmisji danych pomiarowych. Przetwornik wraz z układami elektronicznymi tworzy *inteligentny czujnik*. Dane pomiarowe przesyłane są do umieszczonej na moście *jednostki centralnej*, która następnie za pośrednictwem sieci GSM kieruje je do odległego centrum obliczeniowego. Do przeprowadzenia oceny stanu technicznego obiektu wymagane są skalibrowany (dostrojony do eksperymentu) model numeryczny oraz regularnie dostarczane dane pomiarowe, w tym również dane z dynamicznej wagi kolejowej.

Dane pomiarowe z wagi DWK i systemu Moni-Most są przesyłane niezależnie od siebie. Jeśli w trakcie monitorowania wystąpi istotna różnica odpowiedzi mostu zarejestrowanych przez czujniki i obliczonych numerycznie (przekroczenie ustalonych uprzednio wartości progowych) to oznacza wykrycie odstępstw od stanu normalnego. W centrum obliczeniowym wykonywana jest analiza odwrotna, której celem jest identyfikacja (lokalizacja i intensywność) wadliwych elementów konstrukcji. Należy pamiętać przy tym o stosownej korekcie ze względu na warunki atmosferyczne, które potrafią zasadniczo zmienić wyniki. Zebrane dane są archiwizowane w długim przedziale czasu (np. 5 lat regularnego monitorowania) w celu określenia postępu degradacji elementów konstrukcji oraz szacowania pozostałego czasu jej użytkowania z uwzględnieniem wymogów bezpieczeństwa.

Do identyfikacji parametrów konstrukcji mogą być wykorzystywane drgania wywołane przez obciążenia środowiskowe (ruch pojazdów) o znanych parametrach (naciskach osiowych). W klasycznych badaniach z udziałem obciążeń środowiskowych przyjmuje się ich stochastyczny charakter. Zaletą podsystemu WIM jest ważenie przejeżdżających pociągów w ruchu przy ich eksploatacyjnej prędkości, tzn. nie powodując utrudnień w ruchu w postaci, np. ograniczenia prędkości. System DWK może również istnieć niezależnie od podsystemu SHM i służyć do przekazywania informacji o bieżącym ruchu kolejowym do właściwych służb nadzorujących. Więcej szczegółów na temat podsystemu WIM można znaleźć w rozdziale 3 i w pracy [40].

4.3 Oprzyrządowanie obiektu

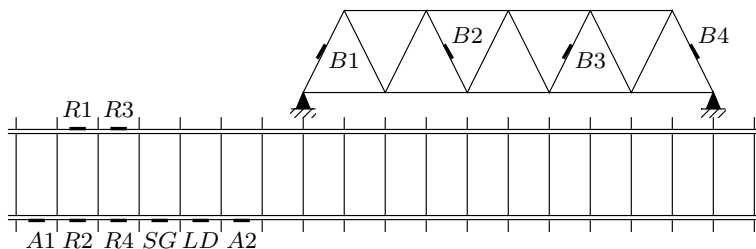
4.3.1 Przetworniki pomiarowe

Do pomiaru odkształceń szyn i elementów konstrukcji mostu wykorzystywano następujące typy czujników:

- PZT – oparty na twardej ceramice piezoelektrycznej, które opracowano dla systemu dynamicznej wagi kolejowej DWK;
- PFC (ang. *Piezo Fiber Composite*) – oparty na włóknach piezoelektrycznych;
- tensometr elektrooporowy.

Standardowe czujniki tensometryczne w konfiguracji pół-mostka Wheatstone'a wykorzystywano do celów porównawczych. Czujniki piezoelektryczne podłączono do wzmacniaczy ładunku w celu zapewnienia właściwego przetwarzania

składowych sygnałów o niskich częstotliwościach. Na rys. 4.2 przedstawiono zarówno lokalizację czujników w strefie ważenia pociągu (podsystem WIM) jak i na moście (podsystem SHM).



Rysunek 4.2. Schemat rozmieszczenia czujników: $B1$ – $B4$ – czujniki piezoelektryczne PFC na moście, $R1$ – $R4$ – czujniki piezoelektryczne PZT na szynach, $A1$ – $A2$ – aktywacyjne czujniki piezoelektryczne, SG – tensometr, LD – laserowy czujnik przemieszczeń.

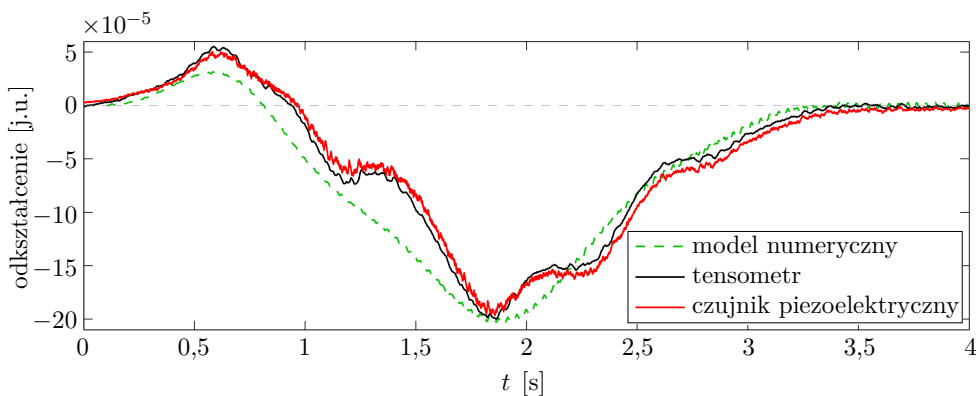
Ze względu na niską cenę preferowane są czujniki typu PZT, gdyż pod względem trwałości mogą – dzięki wyposażeniu w dodatkową obudowę wodoodporną – dorównywać czujnikom typu PFC, fabrycznie zabezpieczonym przez ochronną powłokę polimerową. W czasie przejazdu pociągu lub szynobusu rejestrowane odkształcenie na szynie kolejowej (czujniki $R1$ – $R4$) jest znacznie większe niż odkształcenia elementów dźwigara kratownicowego (czujniki $B1$ – $B4$). Z tego powodu w dalszych badaniach do pomiaru odkształceń konstrukcji mostu wykorzystywano czujniki typu PFC. Charakteryzują się one znacznie wyższą dynamiką sygnału pomiarowego w porównaniu z klasycznym rozwiązaniem opartym na materiale ceramicznym PZT. Zastosowanie czujników PZT należy rozważyć w przypadku, gdy istnieje konieczność ograniczenia kosztów systemu pomiarowego. Opis czujników opartych na materiale PZT umieszczono w rozdziale poświęconym systemowi DWK. Czujniki typu PFC (por. rys. 4.3) zbudowane są z wykorzystaniem cienkich włókien piezoelektrycznych umieszczonych równoległe do osi czujnika, przy czym część pomiarowa czujnika ma wymiary 5×40 mm, a jego pojemność wynosi $0,2$ nF. Sygnał elektryczny uzyskiwany jest dzięki zastosowaniu powierzchniowych elektrod grzebieniowych (palczastych), które doprowadzone są do dwóch punktów lutowniczych. Włókna wraz z elektrodami umieszczone są pomiędzy warstwami kompozytu o wysokiej podatności. Całkowite wymiary czujnika wynoszą 16×68 mm.

Ze względu na wrażliwość elektrod czujnika na uszkodzenia mechaniczne połączenie elektryczne z systemem pomiarowym wykonywano z wykorzystaniem dodatkowej płytki PCB (ang. *Printed Circuit Board*) z obwodami drukowanymi



Rysunek 4.3. (a) Widok ogólny czujnika typu PFC, (b) widok czujnika PFC zamontowanego na konstrukcji wraz z płytką połączeniową.

(por. rys. 4.3(b)). Przewody czujnika połączone z elektrodami płytki wykonano jako jednożyłowe z bawełnianą izolacją. Sygnał z czujnika do układu akwizycji danych poprowadzono kablem typu RG58 z rdzeniem linkowym o impedancji 50Ω . Czujniki przyklejano do elementów konstrukcyjnych mostu przy użyciu dwuskładnikowej żywicy epoksydowej i wraz z kablami zabezpieczono warstwą silikonu zapewniającą odpowiednią szczelność. Zainstalowane czujniki testowano w warunkach polowych. Przykład zarejestrowanych pomiarów z umieszczonych w pobliżu siebie dwóch czujników na jednym z elementów dźwigara kratownicowego przedstawiono na rys. 4.4. Pomiary wykonywano klasyczną techniką tensometryczną oraz przy zastosowaniu czujnika piezoelektrycznego typu PFC. Rezultaty te porównano z wynikami obliczonymi numerycznie w pakiecie Adina.

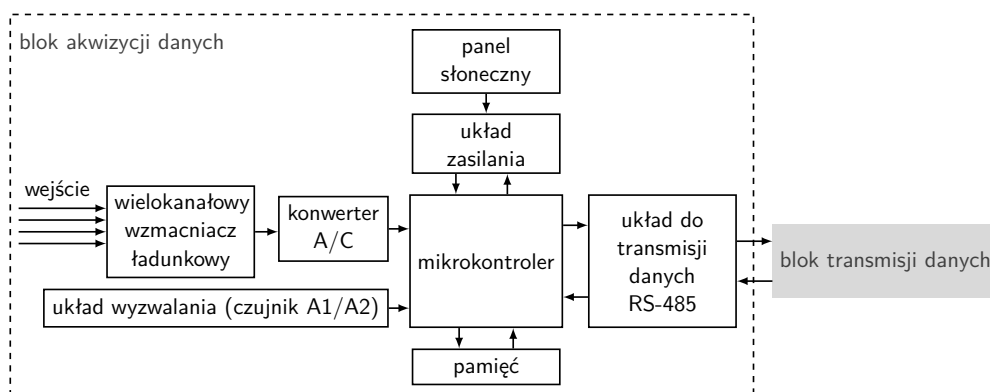


Rysunek 4.4. Porównanie odpowiedzi zarejestrowanych za pomocą układu tensometrycznego, czujnika piezoelektrycznego typu PFC oraz obliczonych numerycznie.

4.3.2 Moduły pomiarowe

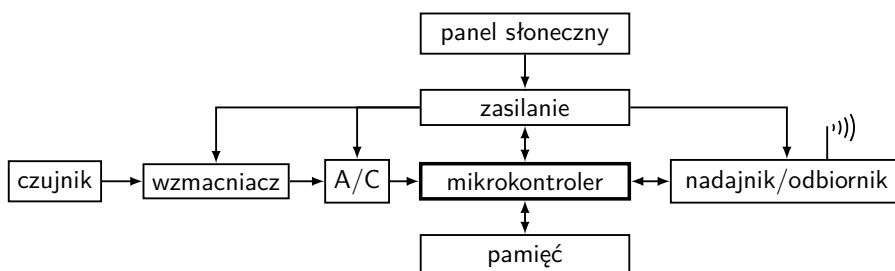
W zintegrowanym systemie monitorowania zainstalowano niezależne moduły pomiarowe dla wagi DWK (podsystem WIM) oraz systemu Moni-Most (podsystem SHM). Wagę kolejową obsługuje jeden moduł, podczas gdy liczba modułów w systemie Moni-Most jest równa liczbie czujników pomiarowych – do każdego przetwornika przydzielony jest jeden moduł pomiarowy. Poniżej scharakteryzowano najważniejsze cechy tych dwóch typów modułów.

1. Moduł pomiarowy wagi DWK składa się z bloku akwizycji danych i bloku bezprzewodowej transmisji danych. Blok akwizycji danych składa się z wielokanałowego wzmacniacza ładunkowego, konwertera analogowo-cyfrowego, autonomicznego układu zasilania, układu wyzwalania, kontrolera oraz bufora pamięci. Układ wyzwalania, który korzysta z czujników aktywacyjnych A1 i A2 pracuje w trybie ciągłym. Jeśli któryś z sygnałów osiągnie kryterium progowe wówczas aktywowany jest moduł pomiarowy DWK oraz pozostałe moduły systemu Moni-Most. Bloki akwizycji i bezprzewodowej transmisji danych są połączone w przemysłowym standardzie transmisji szeregowej RS-485. Blok bezprzewodowej transmisji danych opisano w sekcji 4.3.5. Schemat blokowy modułu pomiarowego przedstawiono na rys. 4.5.
2. Moduły pomiarowe systemu Moni-Most. Pojedynczy moduł składa się ze wzmacniacza ładunkowego, konwertera analogowo-cyfrowego, układu zasilania, kontrolera, bufora pamięci oraz lokalnego systemu przesyłu danych. Moduł rejestruje sygnały analogowe z czujników piezoelektrycz-



Rysunek 4.5. Schemat modułu pomiarowego systemu DWK.

nych, przetwarza do postaci cyfrowej i przekazuje je do lokalnej jednostki centralnej (zob. sekcję 4.3.3) poprzez wbudowany nadajnik lokalnej transmisji bezprzewodowej w paśmie częstotliwości 2,4 GHz. Przetwornik wraz z modułem pomiarowym tworzy inteligentny czujnik, którego schemat pokazano na rys. 4.6.

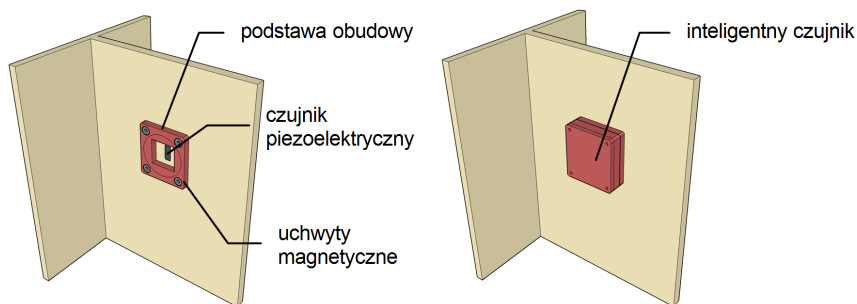


Rysunek 4.6. Schemat inteligentnych czujników (B1–B4 wg oznaczeń z rys. 4.2) wykorzystujących bezprzewodową transmisję danych krótkiego zasięgu.

Zastosowane układy elektroniczne w modułach pomiarowych są zaprojektowane w taki sposób, aby utrzymać zapotrzebowanie na energię elektryczną na niskim poziomie. Istotną cechą układu elektronicznego, dającą znaczne oszczędności energii, jest jego praca w trybie przerywanym. Moduł pomiarowy DWK jest aktywowany przez czujnik A1 lub A2 w zależności od kierunku zbliżania się pociągu. Tylko w czasie przejazdu pociągu układ DWK działa w trybie aktywnym, dokonując rejestracji danych. Następnie przechodzi do trybu pasywnego, zmniejszając przy tym zużycie energii. Tylko czujniki aktywacyjne (A1 i A2) działają bezustannie w trybie czuwania.

Moduł pomiarowy systemu Moni-Most działa w analogiczny sposób, przy czym wyzwalany bezprzewodowo sygnałem pochodzącym z układu systemu DWK, z chwilą, gdy jest on wzbudzany przez czujnik aktywacyjny A1 lub A2. Czas trwania rejestracji pomiaru (tryb aktywny) jest regulowany przez użytkownika. Typowy czas rejestracji wynosi ok. 3 minuty. Te moduły pomiarowe są zainstalowane na elementach nośnych konstrukcji mostu bezpośrednio nad czujnikiem piezoelektrycznym w zwartej obudowie. Schemat instalacji pojedynczego modułu pokazano na rys. 4.7.

W module pomiarowym (zarówno w systemie DWK jak i Moni-Most) analogowy sygnał pochodzący z piezoelektrycznego czujnika podawany jest do wzmacniacza ładunkowego, który zapewnia bardzo wysoką impedancję wejściową. Drugi stopień wzmacniacza powoduje dopasowanie poziomu napięć do przetwornika analogowo-cyfrowego oraz poprzez filtr anty-aliasingowy dopasowuje pasmo



Rysunek 4.7. Schemat instalacji modułu pomiarowego SHM.

przetwarzania sygnału. Sygnał pomiarowy przetwarzany jest przez przetwornik analogowo-cyfrowy, a po konwersji dane archiwizowane są w pamięci typu flash, do której dostęp odbywa się poprzez magistralę SPI (ang. *Serial Peripheral Interface*).

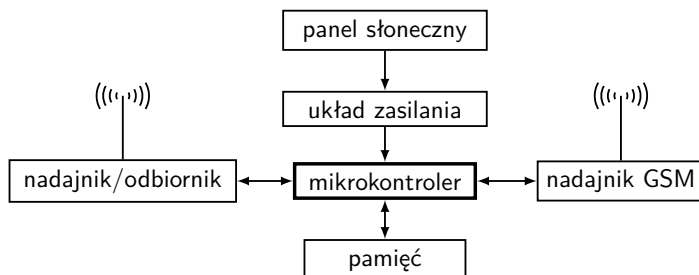
4.3.3 Jednostka centralna systemu SHM

Do zadań jednostki centralnej należy:

- aktywacja modułów pomiarowych systemu Moni-Most;
- sekwencyjna rejestracja danych pochodzących z modułów pomiarowych SHM (lokalna bezprzewodowa transmisja danych);
- transfer danych za pomocą sieci GSM do zdalnego, komputerowego centrum analizy.

Przejeżdżający pociąg przez strefę pomiarową aktywuje system DWK, a ten z kolei bezprzewodowo wyzwala jednostkę centralną. Dalej, jednostka centralna zdalnie aktywuje moduły pomiarowe rejestrujące sygnały w lokalnej pamięci. Po upływie określonego czasu dane pomiarowe z modułów są bezprzewodowo i sekwencyjnie przesyłane do jednostki centralnej, a następnie za pośrednictwem sieci GSM kierowane są co centrum obliczeniowego.

Jednostka centralna składa się z autonomicznego układu zasilania, modułu kontrolera, modułu transmisji danych krótkiego i dalekiego zasięgu. Schemat blokowy jednostki centralnej przedstawiono na rys. 4.8. Jednostka centralna umieszczona jest na moście niewidocznym i trudno dostępnym miejscu. Wybrana lokalizacja zapewnia dobrą, bezprzewodową łączność z modułami pomiarowymi i siecią GSM.

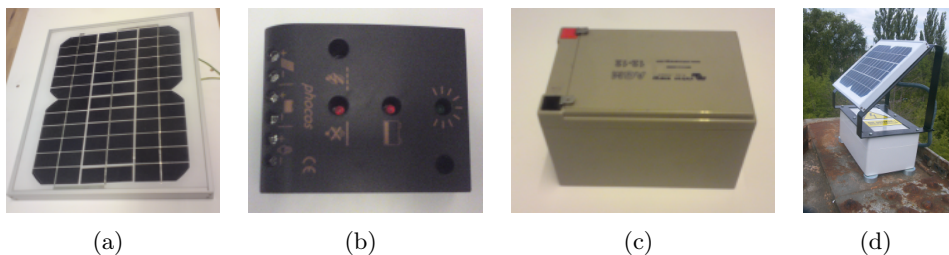


Rysunek 4.8. Schemat blokowy jednostki centralnej monitorowanego mostu.

4.3.4 Układ zasilania

Autonomiczny układ zasilania każdego z modułów pomiarowych systemu Moni-Most złożony jest z połączonych równolegle czterech akumulatorów niklo-wodorkowych o napięciu 1,3 V, opcjonalnie zasilanych poprzez ogniwa fotowoltaiczne. Napięcie pochodzące z układu akumulatorów regulowane jest przez przetwornicę DC/DC.

W przypadku rozważanego obiektu w Nieporęcie wykorzystano wspólny układ zasilania dla systemu DWK oraz jednostki centralnej systemu Moni-Most. Układ ten jest złożony z modułu ogniw fotowoltaicznych, akumulatora oraz elektronicznego regulatora ładowania. W zależności od warunków instalacji możliwe jest stosowanie różnej wielkości ogniw fotowoltaicznych. Jako najmniejsze z dopuszczalnych wybrano ogniwo o mocy 10 W, które przedstawiono na rys. 4.9(a). Ogniwo poprzez elektroniczny system regulacji ładowania (por. rys. 4.9(b)) zasilają żelowy, hermetyczny i bezobsługowy akumulator o napięciu 12 V i pojemności 12 Ah (por. rys. 4.9(c)). Akumulator wraz z regulatorem umieszczono we wspólnej obudowie klasy IP67, połączonej z konstrukcją wsporczą ogniwa zasilającego (por. rys. 4.9(d)).



Rysunek 4.9. (a) Ogniwo SLE-10S, (b) regulator CA-08-2.1, (c) akumulator żelowy, (d) widok układu zasilania.

4.3.5 Bezprzewodowa transmisja danych

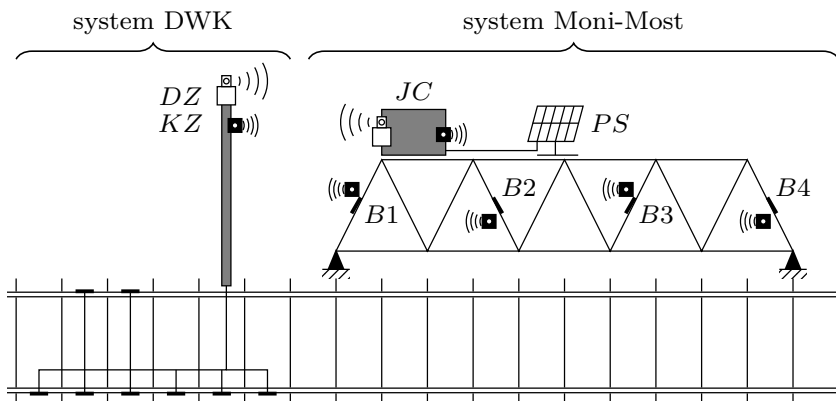
Przyjęto założenie, że układ do bezprzewodowego transferu danych w zintegrowanym systemie monitorowania ma być niezależny dla obu podsystemów tj. oddzielnie dla podsystemu WIM i SHM. Jest to uzasadnione znacznie częstszym przetwarzaniem danych w podsystemie WIM, gdyż dane z tego podsystemu mogą również zostać wykorzystane do bieżącego monitorowania ruchu kolejowego, nie tylko do identyfikacji obciążeń dynamicznych. Analiza stanu technicznego mostu (SHM) odbywa się regularnie, ale niekoniecznie codziennie. W związku z tym, ilość danych i częstotliwość ich przekazywania do jednostki przetwarzania danych (ang. *data processing*) są znacząco różne w podsystemach WIM i SHM. Rozdzielność układu bezprzewodowego transferu danych w przypadku monitorowania innych obiektów może wymuszać zbyt odległą od mostu lokalizacja podsystemu WIM. Opracowany system bezprzewodowej transmisji danych przedstawiono w podobnej konfiguracji w pracach [41, 42].

Bezprzewodowa transmisja danych wykorzystywana w podsystemach WIM oraz SHM jest dwójakiego rodzaju:

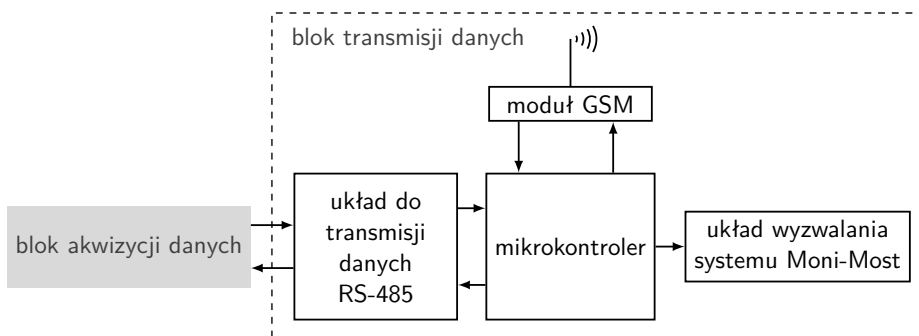
- *transmisja krótkiego zasięgu* (lokalna) w paśmie częstotliwości 2,4 GHz pozwalająca na komunikację w promieniu ok. 60 m. Za jej pomocą realizowane są zadania:
 - aktywacja jednostki centralnej,
 - aktywacja modułów pomiarowych w systemie Moni-Most,
 - sekwencyjne przesyłanie danych z modułów pomiarowych systemu Moni-Most do jednostki centralnej;
- *transmisja dalekiego zasięgu* (globalna) odbywa się w sieci GSM w wybranej przez użytkownika sieci telefonii komórkowej. Transmisja ta jest wykorzystywana do przesyłu danych pomiarowych z systemu:
 - dynamicznej wagi kolejowej (DWK),
 - Moni-Most.

Schemat rozmieszczenia układów bezprzewodowej transmisji danych krótkiego i dalekiego zasięgu w systemach DWK i Moni-Most przedstawiono na rys. 4.10.

Moduł transmisji dalekiego zasięgu systemu DWK (schemat blokowy pokazany na rys. 4.11) oraz jednostki centralnej systemu Moni-Most (schemat blokowy – rys. 4.8) wykorzystuje układ MOTOROLA G24, który pozwala na transmisję danych w technologii GSM/GPRS/EDGE. Jego pracą zarządza aplikacja



Rysunek 4.10. Schemat rozmieszczenia układów bezprzewodowej transmisji danych: *DZ*, *KZ* – moduły do transmisji dalekiego i krótkiego zasięgu, *JC* – jednostka centralna, *B1-B4* – inteligentne czujniki, *PS* – panel słoneczny.



Rysunek 4.11. Schemat modułu pomiarowego systemu DWK z uwzględnieniem bloku bezprzewodowej transmisji danych.

napisana w języku Java (tzw. MIDlet), ale o okrojonym zbiorze klas i uzupełnionym o profil MIDP (ang. *Mobile Information Device Profile*). Moduł wyposażony jest w procesor ARM7, pamięć ROM o pojemności 10 MB oraz pamięć RAM o pojemności 1,8 MB. Obsługuje on do 15 urządzeń wejścia/wyjścia, dwa układy typu UART (ang. *Universal Asynchronous Receiver and Transmitter*) oraz magistralę USB. Komunikacja z modułem transmisji danych dalekiego zasięgu realizowana jest protokołem UART przy poziomie napięć CMOS (ang. *Complementary Metal Oxide Semiconductor*) 3 V.

Każdy z modułów transmisji bezprzewodowej krótkiego zasięgu:

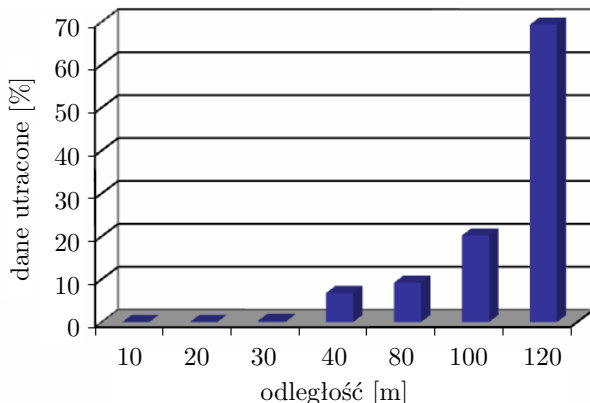
- systemu DWK (rys. 4.11);

- jednostki centralnej (rys. 4.8);
- modułów pomiarowych systemu Moni-Most (rys. 4.6),

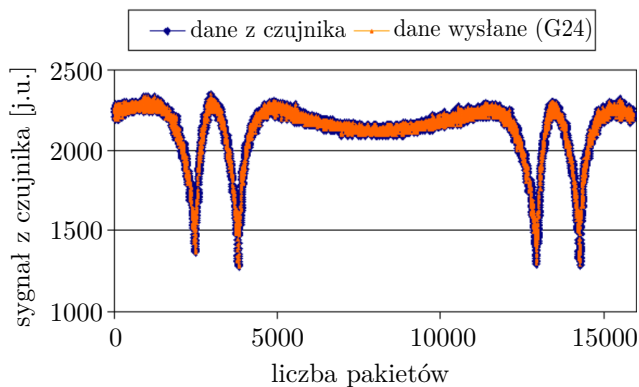
wykorzystuje układ TLX2401 oparty na urządzeniu nRF2401. Komunikacja z kontrolerem odbywa się poprzez interfejs SPI. Moduł pracuje w trybie Shock-Burst, w którym kontroler przesyła dane do bufora FIFO (ang. *First In, First Out*, pierwszy na wejściu, pierwszy na wyjściu), po zapełnieniu którego moduł automatycznie oblicza sumę kontrolną (CRC8 lub CRC16) i dodaje adres odbiorcy oraz sekwencje rozbiegową. Dopiero po tym wszystkim włączany jest nadajnik, który wysyła dane z maksymalną szybkością (1 Mbit/s lub 250 kbit/s). Podobny proces odbywa się w torze odbiorczym, moduł TLX2401 sam odrzuca sekwencję rozbiegową, sprawdza adres oraz sumę kontrolną. Dopiero po odebraniu bezbłędnego pakietu mikrokontrolerowi zgłaszana jest gotowość danych, które mogą być przeczytane z bufora układu z dowolną szybkością. Dzięki temu średni pobór prądu przy nadawaniu jest bardzo mały oraz zmniejsza się ryzyko kolizji pakietów. W związku z tym, mikrokontroler odciążony jest od czasochłonnych zadań związanych z obsługą transmisji. Tory odbiorcze modułu TLX2401 są zdublowane, co umożliwi jednoczesny odbiór danych z dwóch kanałów odległych od siebie o 8 MHz.

Testy bezprzewodowej transmisji danych. Testy bezprzewodowej transmisji danych krótkiego zasięgu były wykonywane z użyciem nadajnika o częstotliwości 2,4 GHz oraz 8-bitowego mikrokontrolera. Moduł do zbierania danych był podłączony do komputera, natomiast moduł odpowiedzialny za transmisję pakietów umieszczano w różnie odległych pozycjach. Test wykonano w terenie otwartym, którego wyniki przedstawiono na rys. 4.12. Celem podjętych prób była symulacja komunikacji pomiędzy inteligentnymi czujnikami *B1–B4* a jednostką centralną na rzeczywistym obiekcie w Nieporęcie.

Testy bezprzewodowej transmisji danych dalekiego zasięgu przeprowadzono w warunkach laboratoryjnych. Przesył odbywał się za pośrednictwem modemu GSM typu Motorola G24 z komputera podłączonego w standardzie RS-232 do jednostki centralnej. Aplikacja serwera do odbioru danych była uruchomiona na odległym komputerze, podłączonym do sieci internetowej. Dane przekazane przez system bezprzewodowy idealnie odwzorowały sygnał zarejestrowany przez czujnik piezoelektryczny (por. rys. 4.13).



Rysunek 4.12. Pakiety utracone w testach bezprzewodowej transmisji danych krótkiego zasięgu.



Rysunek 4.13. Porównanie sygnałów zarejestrowanych lokalnie i przesłanych z wykorzystaniem bezprzewodowej transmisji danych dalekiego zasięgu.

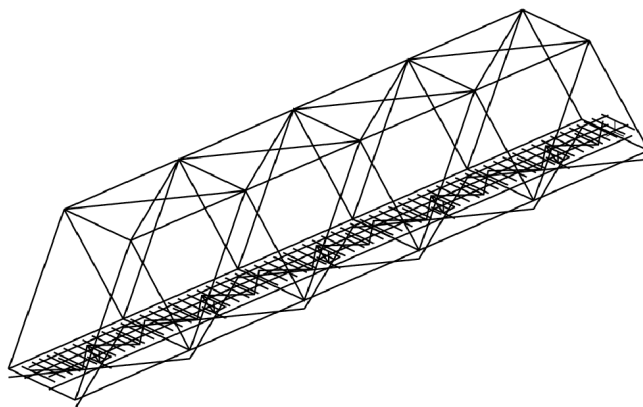
4.4 Modelowanie numeryczne mostu

Konstrukcja badanego mostu jest nieprzesuwnie podparta od wjazdu na obiekt z kierunku Legionowa, podczas gdy z przeciwległej strony dopuszczony jest ruch w kierunku osi toru za pośrednictwem łożysk tocznych (kierunek Tłuszcz). Wykonano dwa niezależne, przestrzenne modele numeryczne obiektu. Dane do utworzenia modelu uzyskano na podstawie wizji lokalnych oraz od-

tworzeniowej dokumentacji technicznej tego obiektu udostępnionej przez PKP PLK S.A. Pierwszy z nich to model kratowo-belkowy utworzony za pomocą środowiska Adina, a drugi to płytowo-belkowy zrealizowany przy użyciu pakietu obliczeniowego Nisa[®].

4.4.1 Model belkowo-kratowy

Model belkowo-kratowy (MES) mostu wykonano za pomocą oprogramowania Adina, którego widok ogólny przedstawiono na rys. 4.14. Parametry geometryczne i fizyczne konstrukcji, a także dane do obliczeń statycznych i dynamicznych zdefiniowano w postaci skryptów – plików wsadowych wczytywanych do środowiska obliczeniowego. Część z tych wartości opisano parametrycznie, co ułatwia reanalizę konstrukcji zarówno na etapie kalibracji modelu numerycznego jak i analizy dynamicznej obiektu. Liczba belkowych elementów skończonych czy zmiana obciążenia (np. rozstawy osi przejeżdżającej lokomotywy, nacisków osiowych wywieranych na szyny, prędkości przejazdu) może być w łatwy sposób modyfikowana w pliku tekstowym.



Rysunek 4.14. Widok ogólny modelu mostu wykonanego w Adinie.

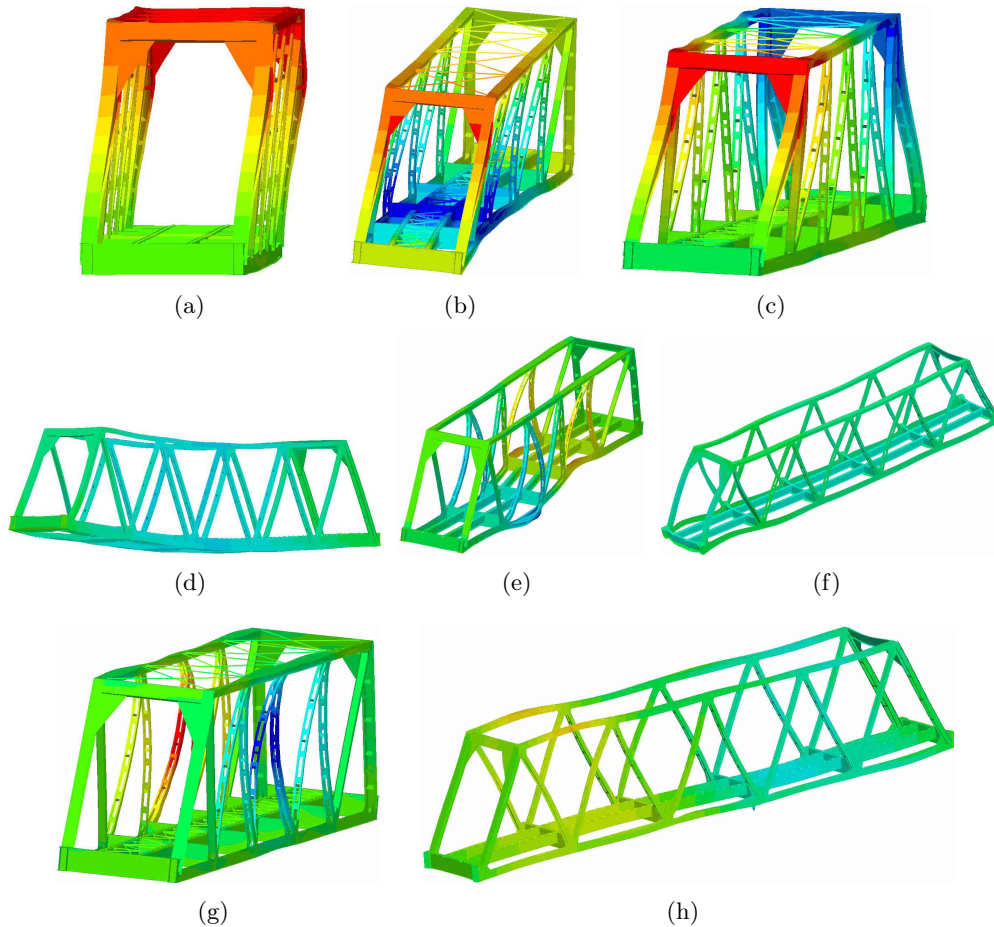
Model mostu stanowią przestrzenne, skończone elementy kratowe (14 grup) i belkowe (7 grup). Łącznie model składa się z 1748 elementów skończonych należących do 21 grup. Model jest prezentowany w pracy [36]. Konstrukcja dwóch kratownicowych dźwigarów głównych znajdujących się po obu stronach toru odzwierciedlona jest modelu numerycznym w postaci 7 grup kratowych elementów skończonych (łącznie 34 elementy) o polach przekrojów poprzecznych wynikających z dokumentacji technicznej obiektu. Pozostałe elementy kratowe

to wiatrownice oraz stężenia występujące w 7 grupach (łącznie 96 elementów). Dwie U-kształtne ramy znajdujące się na krańcach konstrukcji i łączące dźwigary kratownicowe reprezentowane są w modelu numerycznym przez 2 grupy (42 elementy belkowe).

Konstrukcja rusztu (podłużnice i poprzecznice) jest modelowana z wykorzystaniem 3 grup skończonych elementów belkowych (łącznie 364). Drugorzędne elementy konstrukcyjne, takie jak żebra usztywniające belki, przewiązki nie zostały uwzględnione w modelu numerycznym. Na model torowiska w obrębie mostu składają się 64 podkłady drewniane (1 grupa, 960 elementów belkowych) oraz 2 szyny (1 grupa, 252 elementy belkowe). Całkowita liczba kratowych (130) i belkowych (1618) elementów skończonych wynosi 1748, a liczba węzłów jest równa 1728. Do obliczeń przyjęto standardowe właściwości stali (gęstość $\rho = 7850 \text{ kg/m}^3$, moduł Younga $E = 205 \text{ GPa}$).

4.4.2 Model powłokowo-belkowy

Alternatywnym modelem mostu kolejowego wykorzystywanym do obliczeń jest model utworzony w oparciu o elementy płytowe i belkowe w komercyjnym pakiecie Nisa[®]. Dwa dźwigary główne, a także podstawowe elementy rusztu jezdni (poprzecznice oraz podłużnice) modelowano za pomocą trójwymiarowych, czterowęzłowych elementów powłokowych o sześciu stopniach swobody w każdym węźle. Wiatrownice górne i dolne oraz pozostałe detale konstrukcyjne jezdni modelowano z wykorzystaniem dwuwęzłowych elementów belkowych o sześciu stopniach swobody w każdym z węzłów. Łącznie, model konstrukcji mostu tworzy 32,5 tys. elementów powłokowych oraz 177 belkowych. W celu wiarygodnego odwzorowania bezwładności w zagadnieniach dynamicznych konstrukcji przyjęto, że masa pozostałych detali konstrukcyjnych mostu, w tym nitów, spoin, części przewiązek, blach łącznikowych, barierek, belek podchodnikowych i drewnianego pomostu, jest równomiernie rozłożona wzdłuż jezdni i może być uwzględniona we własnościach materiałowych głównych elementów konstrukcyjnych. Dodatkowo, przyjęto masy skupione modelujące mostownice, oraz wózki inspekcyjne. Łączna masa wszystkich elementów uwzględnionych w przyjętym modelu mostu wynosi 93,3 tony i nie uwzględnia elementów łożysk i podpór (3,8 tony). Z uwagi na brak danych pozwalających precyzyjnie określić właściwości tłumiące konstrukcji, przyjęto stałe tłumienie modalne wszystkich postaci własnych modelu, równe 1% tłumienia krytycznego. Wybrane postaci drgań własnych obliczone za pomocą pakietu Nisa[®] zilustrowano na rys 4.15.



Rysunek 4.15. Wybrane postaci drgań własnych obliczone w pakiecie Nisa[®]: (a) – 2,64 Hz, (b) – 5,15 Hz, (c) – 6,43 Hz, (d) – 6,99 Hz, (e) – 9,30 Hz, (f) – 9,70 Hz, (g) – 11,79 Hz, (h) – 14,79 Hz.

4.5 Testy polowe

4.5.1 Weryfikacja modeli numerycznych

Częstotliwości własne. W celu weryfikacji przyjętych modeli numerycznych przeprowadzono badania doświadczalne, których celem było określenie częstotliwości drgań własnych. Drgania rejestrowano za pomocą akcelerometrów (Bruel-&Kjaer, typ 4524B i 4507) w 31 punktach pomiarowych, przy czym część punk-

tów pomiarowych wyposażona była w przetworniki trójosiowe. Pomiar, rejestracja oraz analiza danych przeprowadzono przy użyciu wielokanałowego systemu akwizycji danych PULSE firmy Bruel&Kjaer. Sygnały rejestrowano w paśmie częstotliwości 0,4 Hz – 3,2 kHz. Rejestracja odbywała się w czasie oddziaływania na obiekt różnego typu wymuszeń i obejmowała:

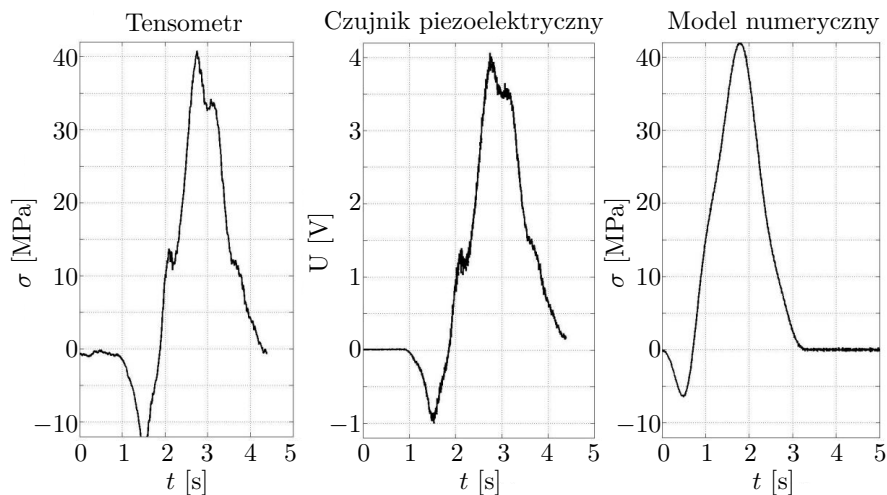
- przejazd pociągu osobowego;
- przejazd składu towarowego;
- działanie podmuchów wiatru;
- wymuszenia harmoniczne generowane przez wzbudnik hydrauliczny.

Zebrane wyniki badań posłużyły do stworzenia macierzy funkcji korelacji, a następnie do obliczenia częstości i odpowiadających im postaci drgań własnych. W przypadku najniższej postaci drgań własnych w formie przesuwu poprzecznego pasów górnych, wyniki otrzymano z operacyjnej analizy modalnej OMA (ang. *Operational Modal Analysis*) przy wykorzystaniu nieznanego wymuszenia środowiskowego. W pozostałych przypadkach wyniki uzyskano przy pomocy klasycznej analizy modalnej CMA (ang. *Classical Modal Analysis*) wykorzystując znane wymuszenie wzbudnikiem hydraulicznym. Sposób przyłożenia wymuszenia za pomocą wzbudnika hydraulicznego nie pozwalał na wzbudzenie postaci drgań w formie przesuwu poprzecznego pasów górnych. Natomiast postaci drgań, dla których dominującą formą deformacji są przemieszczenia poprzeczne jezdni nie zostały wzbudzone przez układ hydrauliczny, ani przez dostępne postaci wymuszenia środowiskowego. W tabeli 4.1 porównano częstości własne otrzymane doświadczalnie z wynikami uzyskanymi dla modeli numerycznych.

Tabela 4.1. Zestawienie wybranych postaci i częstości drgań własnych modeli mostu obliczonych w pakietach Nisa[®] i Adina oraz wyznaczonych w testach polowych.

Lp.	Opisowa postać drgań własnych	Częstotliwość [Hz]		
		Nisa [®]	Adina	CMA/OMA
1	Przemieszczenie poprzeczne pasów górnych	2,65	3,62	3,05
2	1. giętna jezdni w płaszczyźnie poziomej	5,22	4,02	—
3	Skręcanie wokół osi pionowej	6,43	7,17	7,06
4	1. giętna w płaszczyźnie pionowej	7,47	7,29	7,43
5	2. giętna jezdni w płaszczyźnie poziomej	9,34	9,32	—
6	Przesuw wzdłużny jezdni względem dźwigarów	9,91	—	9,99
7	Wychylenie krzyżulców z płaszczyźni dźwigarów	11,79	11,42	—
8	2. giętna w pł. pionowej	14,79	15,31	13,97

Odpowiedzi dynamiczne konstrukcji. Rysunek 4.16 przedstawia porównanie wyników pomiarów wykonanych jednocześnie przez standardowy czujnik tensometryczny i czujnik piezoelektryczny PFC w lokalizacji *B2* (por. rys. 4.2) zarejestrowanych podczas przejazdu lokomotywy. Sygnały zarejestrowane przez te czujniki są bardzo podobne. Rezultat otrzymany z modelu numerycznego (Adina) charakteryzuje się brakiem lokalnej zmienności i jest przedstawiony wraz z wynikami otrzymanymi eksperymentalne. Zaniedbanie wysokich częstotliwości odpowiedzi mostu w modelu wynika z uproszczeń przyjętych w modelowaniu konstrukcji i obciążenia. Na przykład, w modelu nie są uwzględniane stalowe podkładki pomiędzy szynami a drewnianymi podkładkami, czy też dylatacje pomiędzy szynami, co skutkuje pominięciem wpływu obciążeń uderowych. W rzeczywistości podkładki te są dość zużyte z tendencją do utraty kontaktu z szyną podczas przejazdu pociągu, co wpływa na trudności w odwzorowaniu tego typu zjawisk w modelu numerycznym. Porównania z badaniami przeprowadzonymi za pomocą ultradźwiękowej sondy w lokalizacji *B2* można znaleźć w pracy [43].

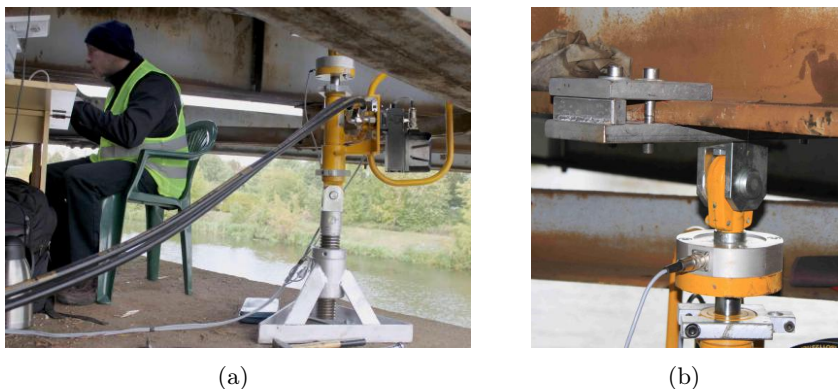


Rysunek 4.16. Porównanie odpowiedzi zarejestrowanych przez czujniki w lokalizacji *B2* i obliczonej numerycznie.

4.5.2 Badania drgań wymuszonych harmonicznie

Przeprowadzono serię testów na moście, które polegały na obciążaniu harmonicznym mostu i rejestracji jej odpowiedzi. Do obciążania konstrukcji wykorzy-

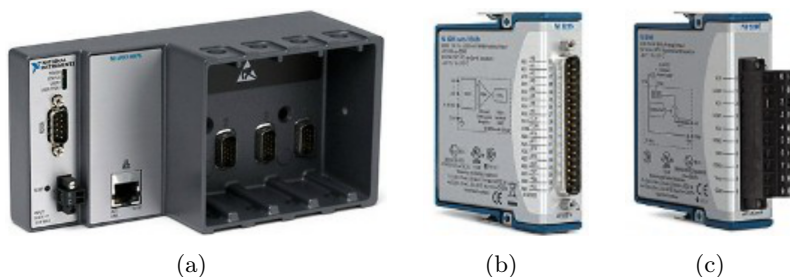
stano wzbudnik hydrauliczny firmy Parker z serii DF Plus, który zilustrowano na rys. 4.17. Wzbudnik jest wyposażony w zawór proporcjonalny, sterowany bezpośrednio prądem o natężeniu w zakresie od 4 do 20 mA. Siłownik ma zdolność wygenerowania siły o wartości do 20 kN, a częstotliwość wymuszania do 20 Hz. Zaprojektowano i wykonano dodatkowe uchwyty umożliwiające zainstalowanie go pomiędzy przyczółkiem mostu a jedną z dwóch głównych belek nośnych. Na siłowniku zainstalowano czujnik siły z napięciowym wyjściem analogowym w zakresie ± 10 V (1 V odpowiada sile o wartości 2 kN). Do pomiaru przemieszczeń zastosowano czujnik typu LVDT do monitorowania ruchu tłka.



Rysunek 4.17. Wzbudnik do wymuszeń harmoniczych: (a) ogólny widok wzbudnika, (b) widok głowicy wzbudnika.

Do sterowania siłownikiem wykorzystano opracowane oprogramowanie w środowisku *LabView* oraz kontroler National Instruments cRIO 9075 (rys. 4.18(a)) wyposażony w system czasu rzeczywistego, 16 bitową kartę NI 9205 (rys. 4.18(b)) z wejściem analogowym oraz 16 bitową kartę NI 9265 (rys. 4.18(c)) z wyjściem prądowym. Zarówno kontroler jak i zintegrowane z nim karty charakteryzują się dużą tolerancją na drgania i zmiany temperatur (w zakresie -20 do $+50^{\circ}\text{C}$) oraz odpornością na uszkodzenia.

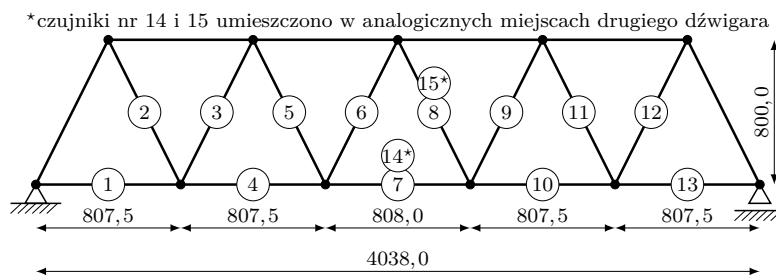
Algorytm sterowania wzbudnikiem, który zaimplementowano za pomocą oprogramowania *LabView*, podzielono na cztery etapy: inicjalizacji (i), sterowania (ii), wyłączenia mechanicznego (iii), wyłączenia elektrycznego (iv). W czasie inicjalizacji siłownika prąd sterujący przyjmuje wartość odpowiadającą pozycji neutralnej tłka. Ustawienie tej samej wartości w etapie (iii) powoduje zatrzymanie układu. Etap (iv) odcina zasilanie siłownika, po którym możliwy jest demontaż układu wymuszającego. W zasadniczym etapie (ii) odbywa się wy-



Rysunek 4.18. Kontroler (a) wraz z kartą akwizycji (b) i kartą sterującą (c).

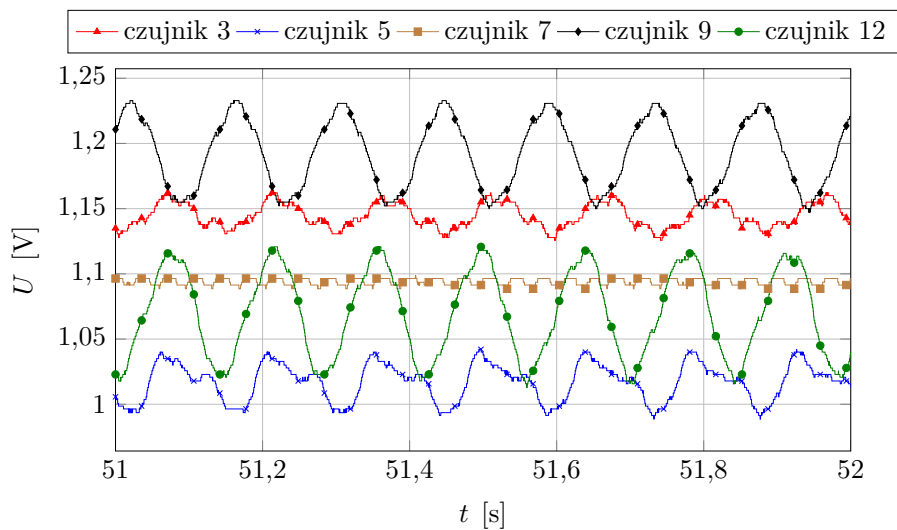
znaczenie wartości prądu sterowania zgodnie z założonym obciążeniem harmonicznym. W tym celu wykorzystywano procedurę PID oraz sterowanie zaworem siłownika na podstawie bieżących danych pomiarowych z czujnika przemieszczeń i siły. Pętlę czasu rzeczywistego uruchamiano z częstotliwością próbkowania o wartości 1 kHz.

Rejestracja danych pomiarowych. Wzbudnik hydrauliczny z jednego końca oparto o górną powierzchnię przyczółku betonowego (od strony Legionowa), a z drugiego o podłużnicę (od strony południowej). Zainstalowany wzbudnik zilustrowano na rys. 4.17, a schemat rozmieszczenia punktów pomiarowych (czujniki piezoelektryczne typu PFC) na rys. 4.19.

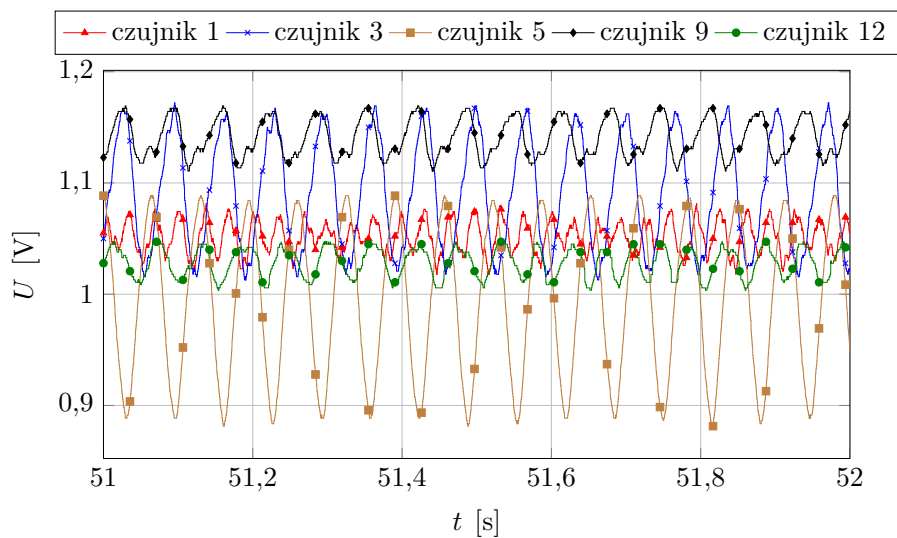


Rysunek 4.19. Szkic rozmieszczenia czujników pomiarowych.

Odpowiedź konstrukcji rejestrowano przy ustalonej amplitudzie obciążenia 2 kN i wybranych częstotliwościach wymuszenia równych: 7,0, 9,8, 12,3, 14,2, 15,3 oraz 19,3 Hz. Na rys. 4.20 zilustrowano przykładowe zarejestrowane sygnały w funkcji czasu, natomiast rys. 4.21 przedstawiają wyznaczone amplitudy drgań dla wybranych czujników piezoelektrycznych.

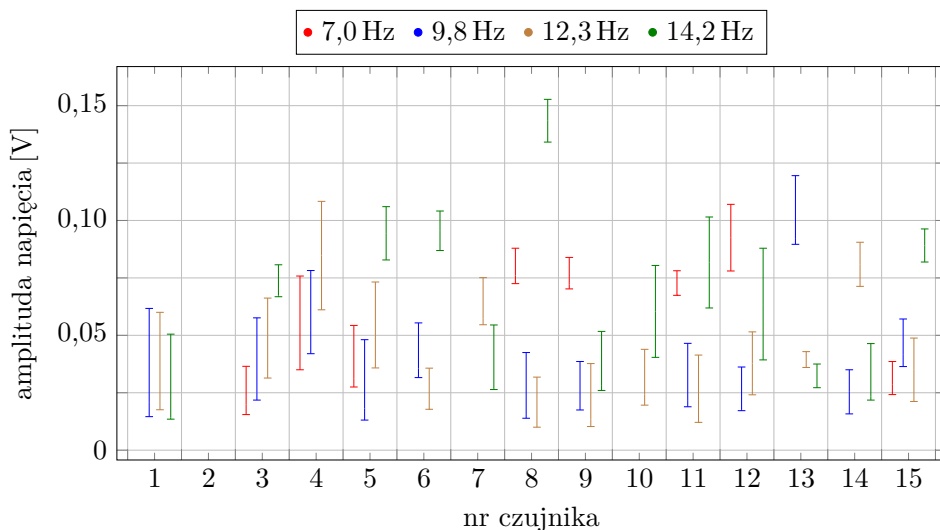


(a)



(b)

Rysunek 4.20. Zarejestrowane sygnały w wybranych czujnikach przy częstotliwości wymuszenia: (a) 7,0 Hz, (b) 15,3 Hz.



Rysunek 4.21. Amplitudy napięć rejestrowanych przez czujniki w zależności od częstotliwości wymuszenia.

4.6 Podsumowanie

W rozdziale przedstawiono rezultaty badań w zakresie opracowania rozwiązań sprzętowych systemu monitorowania kratownicowego mostu kolejowego na przykładzie obiektu zlokalizowanego w Nieporęcie. Poruszono również zagadnienie modelowania numerycznego pomiaru drgań konstrukcji.

Omówiony zintegrowany system monitorowania składa się z:

- systemu dynamicznej wagi kolejowej (DWK) spełniającej funkcję niezależnego podsystemu ważenia w ruchu (WIM) oraz
- systemu Moni-Most będącego podsystemem monitorowania stanu technicznego konstrukcji (SHM).

Do rejestracji odkształceń elementów konstrukcji wykorzystano czujniki piezoelektryczne oraz – w celach porównawczych – tensometryczne. Rejestrowane dane pomiarowe z obu typów czujników są bardzo podobne. Sensory piezoelektryczne zainstalowano w 2007 r. i nadal są w bardzo dobrym stanie dostarczając wiarygodnych danych pomiarowych i charakteryzują się wyższą czułością i trwałością w porównaniu do czujników elektrooporowych.

System monitorowania działa w trybie automatycznym przy zoptymalizowanym zarządzaniu zapotrzebowania w energię elektryczną. Z chwilą wykrycia

zbliżającego się pociągu systemy DWK i Moni-Most ze stanu pasywnego przełączane są w stan aktywny – tryb rejestracji danych pomiarowych przez moduły pomiarowe. Moduły pomiarowe opracowane są niezależne dla każdego z podsystemów i zdolne do przesyłania ich bezpośrednio (system DWK) lub pośrednio (w systemie Moni-Most wykorzystano jednostkę centralną) za pomocą sieci GSM. W systemie monitorowania wykorzystano również bezprzewodową łączność krótkiego zasięgu do komunikacji pomiędzy podsystemami oraz w systemie Moni-Most do komunikacji pomiędzy jednostką centralną a modułami pomiarowymi. Ważnym elementem zintegrowanego systemu, obok wyspecjalizowanych układów elektronicznych, jest zapewnienie niezależnego źródła zasilania w postaci ogniw fotowoltaicznych.

Wykonano dwa przestrzenne modele numeryczne mostu: uproszczony model zbudowany z elementów belkowych i kratowych oraz model utworzony z elementów powłokowych. Zgodność obliczonych i otrzymanych eksperymentalnie częstości drgań własnych obiektu modeli jest zadowalająca. Porównano dynamiczne odpowiedzi otrzymane z czujników piezoelektrycznych i modelu numerycznego (belkowo-kratowy) wywołane przejazdem składu kolejowego. Wykorzystanie środowiskowego wzbudzenia drgań konstrukcji przez przejeżdżające tabor kolejowy nie pociąga ze sobą dodatkowych kosztów, związanych z generatorami drgań i towarzyszącą im aparaturą.

Zarejestrowane odpowiedzi mostu z dodatkowym obciążeniem (1 tona) nie wywołuje istotnych zmian odpowiedzi referencyjnej wywołanych przejazdem pociągu. Z tego powodu rozpatrywane są alternatywne rodzaje obciążeń dynamicznych. Badania przeprowadzono z wykorzystaniem wzbudnika dużej mocy do wywoływania drgań harmonicznymi (nieresonansowymi) oraz opracowano laboratoryjne urządzenie do generowania impulsowych obciążeń, które omówiono w podrozdziale 7.2.

Numeryczne metody identyfikacji parametrów konstrukcji

Łukasz Jankowski
Jan Holnicki-Szulc
Andrzej Świercz
Małgorzata Mróz
Przemysław Kotakowski

5.1 Wprowadzenie

W tym rozdziale przedstawiono teoretyczne prace badawcze obejmujące techniki modelowania i identyfikacji parametrów konstrukcji. Zaprezentowano tu metodę dystorsji wirtualnych (MDW) jako narzędzie do szybkiej reanalizy układów inżynierskich. Zagadnienie identyfikacji jest zdefiniowane jako problem gradientowej optymalizacji, w którym zaktualizowane odpowiedzi wywołane zmianami pewnych parametrów konstrukcji są określane za pomocą MDW. Zaprezentowano modelowanie i identyfikację zmian sztywności, tłumienia oraz odkształceń plastycznych w elementach kratownicowych, a także podatnych połączeń węzłowych w elementach belkowych.

W dalszej części, zaprezentowano metodę wirtualnej izolacji podstruktur, która umożliwia lokalne monitorowanie wybranego fragmentu konstrukcji. Takie podejście znajduje zastosowanie w dużych rzeczywistych konstrukcjach, dla których występują trudności z uzyskaniem modelu numerycznego, wymagana jest duża liczba sensorów czy też nie są znane siły wymuszające. Celem wirtualnej izolacji fragmentu konstrukcji jest wyeliminowanie efektów pochodzących od jej pozostałej części. Takie postępowanie umożliwia zastosowanie dowolnej strategii monitorowania lub identyfikacji dla ograniczonej części struktury.

5.2 Wprowadzenie do metody dystorsji wirtualnych

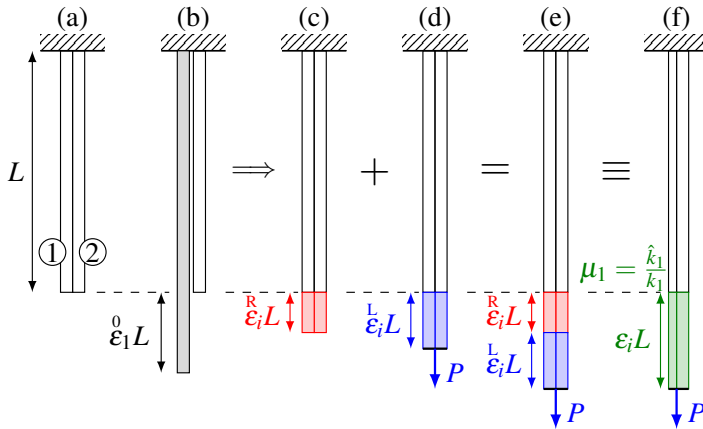
Metoda dystorsji wirtualnych (MDW, ang. *Virtual Distortion Method*, VDM) jest uniwersalnym narzędziem do reanalizy konstrukcji [44]. Technikę tę stosowano do identyfikacji utraty sztywności w konstrukcjach szkieletowych w zadaniach statyki [45], dynamiki [46] oraz w dziedzinie częstości [47]. Technika MDW znalazła również zastosowanie do identyfikacji ciągłości w obwodach elektrycznych [48], identyfikacji delaminacji w konstrukcjach warstwowych [49], a także do wykrywania wycieków w sieciach wodociągowych [50]. W tym podrozdziale przedstawiona jest koncepcja MDW w odniesieniu do modelowania zmian parametrów konstrukcji.

Pod pojęciem *dystorsji wirtualnej* $\overset{0}{\varepsilon}_\alpha$ rozumiemy wstępną deformację pręta α konstrukcji szkieletowej. Dystorsja wirtualna jest tu analogonem imperfekcji geometrycznej lub równomiernego ogrzania pręta. Koncepcję metody dystorsji wirtualnych poglądowo zilustrowano na rys. 5.1 na przykładzie konstrukcji dwuelementowej o początkowych długościach L . Wprowadzenie dystorsji w konstrukcji statycznie niewyznaczalnej powoduje powstanie w niej rezydualnego pola odkształceń $\overset{R}{\varepsilon}_\alpha$ oraz towarzyszącego mu samozrównoważonego pola naprężeń $\overset{R}{\sigma}_\alpha$, które można zapisać w postaci:

$$\overset{R}{\sigma}_\alpha = E_\alpha (D_{\alpha\beta} - \delta_{\alpha\beta}) \overset{0}{\varepsilon}_\beta, \quad \overset{R}{\varepsilon}_\alpha = D_{\alpha\beta} \overset{0}{\varepsilon}_\beta, \quad (5.1)$$

gdzie E_α oznacza moduł Younga elementu α , $\delta_{\alpha\beta}$ jest macierzą jednostkową. We wzorach (5.1) zastosowano sumacyjną konwencję Einsteina, przy czym nie występuje sumowanie względem podkreślonych indeksów. W równaniach (5.1) macierz $D_{\alpha\beta}$ jest macierzą wpływu (ang. *influence matrix*) i stanowi podstawę obliczeń numerycznych w metodzie dystorsji wirtualnych. Kolumny macierzy zawierają obliczone odkształcenia elementów konstrukcji wywołane wprowadzeniem jednostkowej dystorsji wirtualnej $\overset{0}{\varepsilon}_\alpha$ w elemencie α . W konsekwencji macierz wpływu $D_{\alpha\beta}$ jest w ogólności niesymetryczną macierzą kwadratową o wymiarze $n \times n$, gdzie n jest liczbą elementów konstrukcji. Konstrukcję opisaną związkami (5.1) nazywamy tzw. *konstrukcją sprężoną* (por. rys. 5.1(c)), w której pola odkształceń i naprężeń są zależne od wprowadzonych dystorsji wirtualnych $\overset{0}{\varepsilon}_\alpha$.

Konstrukcję *modelowaną dystorsjami* (otrzymuje się w wyniku superpozycji stanu konstrukcji sprężonej i *konstrukcji pierwotnej* (por. rys. 5.1(d)), poddanej obciążeniu zewnętrznemu P . Obciążenie zewnętrzne wywołujące pola odkształceń $\overset{L}{\varepsilon}_\alpha$ i naprężeń $\overset{L}{\sigma}_\alpha$ w konstrukcji pierwotnej są niezależne od wprowadzonego pola dystorsji wirtualnych $\overset{0}{\varepsilon}_\alpha$ w konstrukcji sprężonej. W związku z powyższym



Rysunek 5.1. Koncepcja metody dystorsji wirtualnych: (a) konstrukcja nieobciążona, (b) wprowadzenie dystorsji wirtualnej w elemencie konstrukcji, (c) konstrukcja sprężona, (d) konstrukcja pierwotna, (e) konstrukcja modelowana, (f) konstrukcja zmodyfikowana.

pole odkształceń i naprężeń konstrukcji modelowanej można przedstawić następująco:

$$\sigma_{\alpha} = \overset{L}{\sigma}_{\alpha} + \overset{R}{\sigma}_{\alpha} = \overset{L}{\sigma}_{\alpha} + E_{\alpha} (D_{\alpha\beta} - \delta_{\alpha\beta}) \overset{0}{\varepsilon}_{\beta}, \quad (5.2)$$

$$\varepsilon_{\alpha} = \overset{L}{\varepsilon}_{\alpha} + \overset{R}{\varepsilon}_{\alpha} = \overset{L}{\varepsilon}_{\alpha} + D_{\alpha\beta} \overset{0}{\varepsilon}_{\beta}. \quad (5.3)$$

Wprowadzając zmiany niektórych parametrów elementów konstrukcji pierwotnej otrzymamy konstrukcję zmodyfikowaną (np. $\mu_1 = \frac{\hat{k}_1}{k}$, por. rys. 5.1(f)). Obciążenie zewnętrzne P wywołuje różne odpowiedzi konstrukcji zmodyfikowanej i pierwotnej. Okazuje się, że można dla konstrukcji pierwotnej wyznaczyć takie pole dystorsji $\overset{0}{\varepsilon}_{\alpha}$, aby pola odkształceń $\overset{L}{\varepsilon}_{\alpha}$ i uogólnionych naprężeń $\overset{L}{\sigma}_{\alpha}$ w konstrukcji pierwotnej z nałożonymi dystorsjami i konstrukcji zmodyfikowanej były tożsame. W konsekwencji konstrukcję zmodyfikowaną można zastąpić konstrukcją *modelowaną dystorsjami* (por. rys. 5.1(e)). Innymi słowy, zamiast wprowadzać realne zmiany można je modelować poprzez wielkości wirtualne.

5.2.1 Modelowanie zmian sztywności

Uogólnione naprężenia kratownicowej konstrukcji zmodyfikowanej i modelowanej dystorsjami można zapisać w następującej postaci:

$$\hat{N}_{\alpha} = \hat{E}_{\alpha} \hat{A}_{\alpha} \varepsilon_{\alpha}, \quad (5.4a)$$

$$N_{\alpha} = E_{\alpha} A_{\alpha} (\varepsilon_{\alpha} - \overset{0}{\varepsilon}_{\alpha}), \quad (5.4b)$$

gdzie N_α i \hat{N}_α są siłami w pręcie odpowiednio w konstrukcji modelowanej dystorsjami i zmodyfikowanej. Modyfikacja może odnosić się tu do zmiany modułu Younga (do wartości \hat{E}_α) lub przekroju poprzecznego (do wartości \hat{A}_α) elementu α . Zgodnie z postulowaną równością uogólnionych pól naprężeń, siły wyrażone przez wzory (5.4) te w obu przypadkach muszą być takie same. Przystępując zatem wyrażenia (5.4a) i (5.4b) wyznaczamy wzór na współczynnik modyfikacji sztywności podłużnej elementu μ_α wyrażoną przez dystorsje wirtualne ε_α^0 :

$$\mu_\alpha = \frac{\hat{k}_\alpha}{k_\alpha} = \frac{\varepsilon_\alpha - \varepsilon_\alpha^0}{\varepsilon_\alpha}, \quad (5.5)$$

gdzie $k = E_\alpha A_\alpha$ oraz $\hat{k} = \hat{E}_\alpha \hat{A}_\alpha$ stanowią sztywności osiowe elementu α odpowiednio – oryginalnego (początkowego) i zmodyfikowanego. Związek (5.5) jest nieliniowy ze względu na zależność (5.3). Łatwo zauważyć, że współczynnik modyfikacji sztywności μ_α można przedstawić w dwóch alternatywnych postaciach, zależnie od modelowanej wielkości:

$$\mu_\alpha = \frac{\hat{E}_\alpha}{E_\alpha}, \quad (5.6a)$$

$$\mu_\alpha = \frac{\hat{A}_\alpha}{A_\alpha}. \quad (5.6b)$$

Korzystając z wyrażeń (5.3) i (5.4) można wyznaczyć pole dystorsji wirtualnych ε_α^0 , jakie należy nałożyć na konstrukcję pierwotną, aby uzyskać tożsame pola odkształceń i naprężeń konstrukcji modelowanej i zmodyfikowanej ze zmianami określonymi przez wektor μ_α :

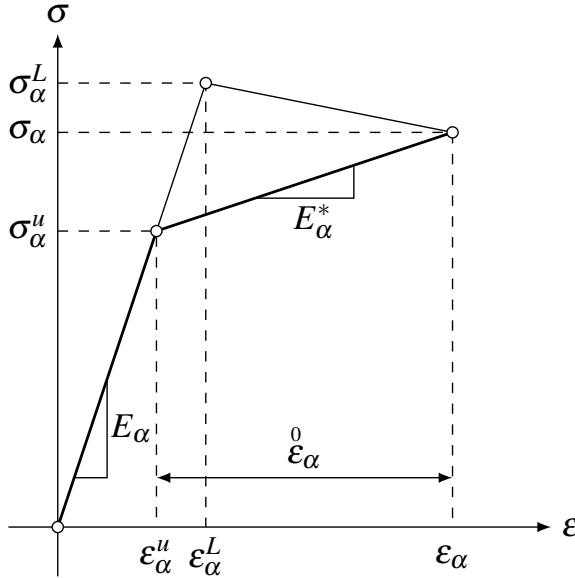
$$[\delta_{\alpha\beta} - (1_\alpha - \mu_\alpha) D_{\alpha\beta}] \varepsilon_\beta^0 = (1_\alpha - \mu_\alpha) \frac{1}{\varepsilon_\alpha}, \quad (5.7)$$

gdzie 1_α oznacza wektor o jednostkowych współrzędnych. Przedstawione modelowanie modyfikacji parametrów konstrukcji dotyczy jednorodnych zmian w elemencie. Należy zwrócić uwagę, że pole dystorsji wirtualnych jest zależne nie tylko od wprowadzonych modyfikacji konstrukcji μ_α , lecz także od działającego obciążenia zewnętrznego wywołującego doksztalcenia $\frac{1}{\varepsilon_\alpha}$. Dla ustalonego wektora modyfikacji sztywności μ_α , zmiana obciążenia powoduje wygenerowanie innego pola dystorsji wirtualnych ε_α^0 .

5.2.2 Modelowanie odkształceń plastycznych

Pod pojęciem konstrukcji zmodyfikowanej będziemy tu rozumieć konstrukcję, w której elementy zostają uplastycznione pod wpływem działania obciążenia

zewnątrznego P , przy czym obowiązuje założenie o powolnym narastaniu obciążeń, traktując je jako obciążenia statyczne. Dystorsje wirtualne ε_α^0 są wówczas interpretowane jako rzeczywiste odkształcenia plastyczne elementów konstrukcji. Do dalszych rozważań przyjmijmy model materiału sprężysto-plastyczny ze wzmocnieniem zilustrowany na rys. 5.2.



Rysunek 5.2. Warunek plastyczności elementu kratownicowego konstrukcji zmodyfikowanej.

Macierz wpływu $D_{\alpha\beta}$ jest obliczana jako liniowe odpowiedzi konstrukcji (wyrażone w odkształceniach elementów) wywołane nakładaniem w kolejnych elementach konstrukcji jednostkowych dystorsji wirtualnych ε_α^0 . Na rys. 5.2 punkt $(\varepsilon_\alpha^L, \sigma_\alpha^L)$ stanowi obliczoną, liniową odpowiedź konstrukcji będącej pod obciążeniem zewnętrznym P z pominięciem uplastycznienia materiału w punkcie $(\varepsilon_\alpha^u, \sigma_\alpha^u)$. Wielkości σ_α^u i ε_α^u oznaczają odpowiednio naprężenia i odkształcenia uplastyczniające, natomiast E_α^* jest modułem stycznym.

Warunek plastyczności elementu konstrukcji zmodyfikowanej można wyrazić w następującej postaci:

$$\sigma_\alpha - \sigma_\alpha^u = E_\alpha^* (\varepsilon_\alpha - \varepsilon_\alpha^0), \quad (5.8)$$

gdzie σ_α oraz ε_α są wyrażone związkami (5.2) i (5.3).

Warunek równości pól odkształceń i naprężeń w konstrukcji modelowanej i zmodyfikowanej jest analogiczny jak w poprzednim podrozdziale i prowadzi do układu równań:

$$[\delta_{\alpha\beta} - (1_{\underline{\alpha}} - \gamma_{\underline{\alpha}}) D_{\underline{\alpha}\beta}] \overset{0}{\varepsilon}_{\underline{\beta}} = (1_{\underline{\alpha}} - \gamma_{\underline{\alpha}}) (\overset{L}{\varepsilon}_{\underline{\alpha}} - \varepsilon_{\underline{\alpha}}^u), \quad (5.9)$$

w którym wprowadzono bezwymiarowy współczynnik γ_{α} :

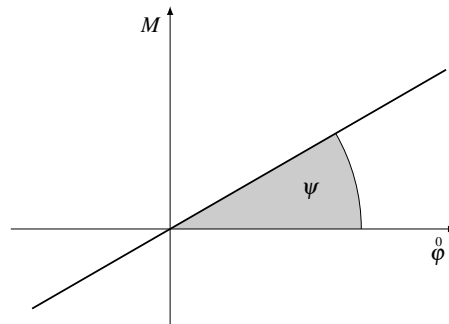
$$\gamma_{\alpha} = \begin{cases} \frac{E_{\alpha}^*}{E_{\alpha}}, & |\overset{L}{\sigma}_{\alpha}| > |\sigma_{\alpha}^u| \\ 0, & |\overset{L}{\sigma}_{\alpha}| < |\sigma_{\alpha}^u| \end{cases}. \quad (5.10)$$

Związek (5.9) pozwala na wyznaczenie odkształceń plastycznych (utożsamianych w tym przypadku z dystorsjami $\overset{0}{\varepsilon}_{\alpha}$), natomiast całkowite pola odkształceń i naprężeń są określane ze związków (5.2) i (5.3).

5.2.3 Modelowanie połączenia elementu belkowego z węzłem

Połączenie węzłowe w konstrukcjach szkieletowych może być klasyfikowane jako połączenie sztywne, przegubowe lub podatne (sprężyste). Ten ostatni typ, w najprostszym przypadku, może być opisany przez liniową zależność działającego momentu zginającego M i względnego kąta obrotu $\overset{0}{\varphi}$ przekroju poprzecznego elementu przyległego do węzła. Taki rodzaj połączenia węzłowego może być reprezentowany za pomocą sprężyny obrotowej opisanej przez liniowe prawo konstytutywne, które zilustrowano na rys. 5.3.

Moment zginający M działający na element belkowy jest równy momentowi skręcającemu działającemu na sprężynę, a względny kąt obrotu węzłowego



Rysunek 5.3. Zależność momentu skręcającego i kąta obrotu liniowej sprężyny obrotowej.

przekroju poprzecznego $\overset{0}{\varphi}$ odpowiada przemieszczeniu obrotowemu. Prawo konstytutywne sprężyny możemy zatem zapisać w postaci:

$$M = \overset{0}{\varphi} \operatorname{tg} \psi = \overset{0}{\varphi} S. \quad (5.11)$$

W równaniu (5.11) parametr ψ określa sztywność obrotową S sprężyny. W przypadku $\psi = 0$ ($S = 0$) sprężyna nie przenosi momentu skręcającego, co odpowiada przegubowemu połączeniu elementu z węzłem. Natomiast w drugim skrajnym przypadku $\psi = \frac{\pi}{2}$ ($S \rightarrow \infty$) modelowane jest połączenie sztywne. Jednakże równanie (5.11) nie jest użyteczne do modelowania połączeń sztywnych (tj. o nieskończonych sztywnościach), czy też o bardzo dużych sztywnościach z uwagi na pojawiającą się osobliwość w pobliżu $\psi = \frac{\pi}{2}$. W takim przypadku wygodniej jest korzystać z równania:

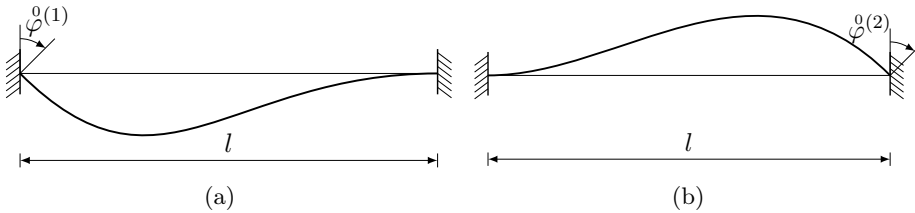
$$\overset{0}{\varphi} = M \operatorname{tg} \left(\frac{\pi}{2} - \psi \right) = MP, \quad (5.12)$$

gdzie $P = \operatorname{tg} \left(\frac{\pi}{2} - \psi \right) = \frac{1}{S}$ oznacza podatność sprężyny. W związku z tym przyjmując teraz $\psi = \frac{\pi}{2}$ otrzymujemy $P = 0$. Do modelowania połączeń węzłowych o dużej sztywności będzie wykorzystywana podatność sprężyny P , podczas gdy do modelowania połączeń o niewielkiej sztywności będzie używana sztywność S sprężyny.

Rozpatrzmy belkowy (Eulera) element skończony o długości l i sztywności zgięciowej EJ . Wprowadzając początkowe kąty obrotu $\overset{0}{\varphi}^{(i)}$ w węzle (1) lub (2) (wg rys. 5.4) przywęzłowe krzywizny $\overset{0}{\kappa}^{(i)}$ osi belki można wyznaczyć ze wzorów:

$$\overset{0}{\kappa}^{(i)} = \frac{M^{(i)}}{EJ} = \frac{4}{l} \overset{0}{\varphi}^{(i)} = \zeta \overset{0}{\varphi}^{(i)}, \quad (5.13)$$

gdzie $i = 1, 2$ dla lokalnych węzłów (1) i (2), natomiast parametr $\zeta = \frac{4}{l}$.



Rysunek 5.4. Linie ugięcia belkowego elementu skończonego wywołane wprowadzeniem węzłowego kąta obrotu: (a) w węzle (1), (b) w węzle (2).

W dalszych rozważaniach węzłowy kąt obrotu $\overset{0}{\varphi}^{(i)}$ jest utożsamiany z *kątową dystorsją wirtualną*, zaś wielkość $\overset{0}{\kappa}^{(i)}$ to *krzywiznowa dystorsja wirtualna*. Mogą być one równoważnie wykorzystywane do modelowania połączeń podatnych. Nałożenie na element skończony kątowej dystorsji wirtualnej $\overset{0}{\varphi}^{(i)}$ powoduje wywołanie tzw. *węzłowych obciążeń kompensacyjnych*. Mogą być bezpośrednio wyznaczone w wyniku przemnożenia lokalnej macierzy sztywności $k^{(e)}$ i (zadanego) wektora uogólnionych przemieszczeń $q^{(e)}$. Wówczas wektor $q^{(e)}$ ma jedną niezerową współrzędną, która związana jest z wprowadzoną kątową dystorsją wirtualną $\overset{0}{\varphi}^{(i)}$.

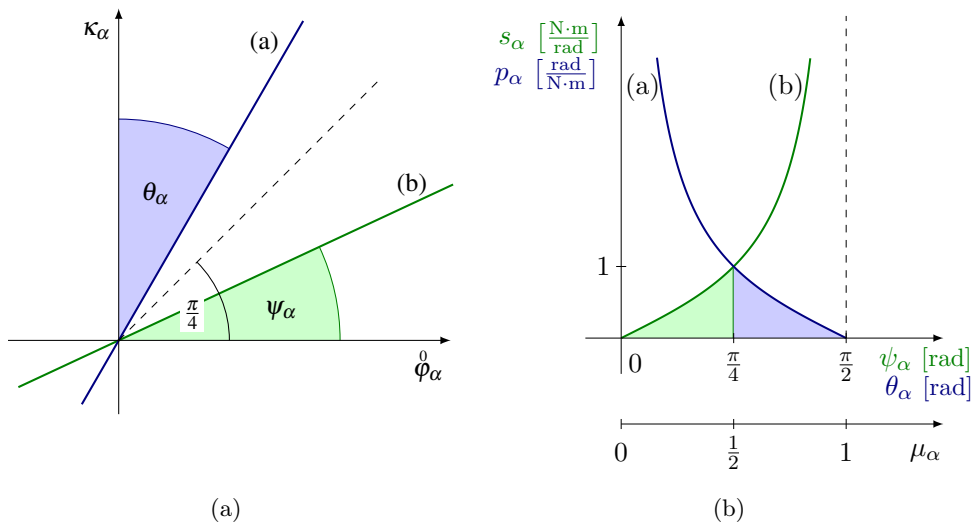
Krzywiznowa macierz wpływu. Rozważmy konstrukcję belkową z wybranym zbiorem połączeń podatnych Ω . Kluczową rolę w modelowaniu połączeń tego typu odgrywa tzw. *krzywiznowa macierz wpływu* $B_{\alpha\beta}$. Jest to macierz, której kolumny zawierają obliczone krzywizny w lokalizacjach ze zbioru Ω wywołane niezależnym wprowadzeniem jednostkowych, krzywiznowych dystorsji wirtualnych, tj. $\overset{0}{\kappa}_\beta = 1$ (por. wzór (5.13)). W związku z tym macierz $B_{\alpha\beta}$ jest kwadratowa o wymiarach $n \times n$, gdzie n jest liczbą modelowanych połączeń węzłowych. Należy tu zaznaczyć, że krzywiznowe dystorsje wirtualne nakładane są na konstrukcję początkową o sztywnych połączeniach tworząc kolejne tzw. *stany dystorsyjne*.

Zaktualizowane krzywizny węzłowe κ_α konstrukcji o węzłach podatnych (konstrukcja modelowana dystorsjami) mogą być wyznaczone ze wzoru:

$$\kappa_\alpha = \overset{L}{\kappa}_\alpha + B_{\alpha\beta} \overset{0}{\kappa}_\beta - \overset{0}{\kappa}_\alpha, \quad (5.14)$$

gdzie $\overset{L}{\kappa}_\alpha$ jest wektorem krzywizn węzłowych obliczonych dla konstrukcji początkowej (o sztywnych połączeniach) pod zadaniem obciążeniem. W równaniu (5.14) wyrażenie $B_{\alpha\beta} \overset{0}{\kappa}_\beta$ opisuje zmiany krzywizn węzłowych wywołane obciążeniem kompensacyjnym i nie uwzględnia wprowadzonej do układu nieciągłości obrotowej. Wpływ ten realizuje ostatni człon równania (5.14).

Modelowanie węzłowych połączeń podatnych. Rozważając zagadnienie modelowania połączeń węzłowych można przekształcić prawo konstytutywne sprężyny (por. wzory (5.11), (5.12)) żądając równości momentu skręcającego M i węzłowego momentu zginającego M_α elementu skończonego. Z kolei moment M_α można wyrazić za pomocą krzywizny κ_α i sztywności zgięciowej $E_\alpha J_\alpha$ (brak sumowania względem podkreślonych indeksów). Na rys. 5.5(a) zilustrowano dwa przykłady sprężyn o różnych charakterystykach: o małej podatności (linia (a) określona przez kąt Θ_α) i o małej sztywności (linia (b) określona przez kąt ψ_α).



Rysunek 5.5. (a) Przykłady połączeń węzłowych o liniowych charakterystykach typu krzywizna-kąt obrotu, (b) krzywe podatności i sztywności w funkcji parametrów ψ_α i Θ_α (oraz alternatywnie parametru μ_α).

W związku z tym równania (5.11) i (5.12) można zapisać następująco:

$$\kappa_\alpha = \dot{\varphi}_\alpha \operatorname{tg} \psi_\alpha = \dot{\varphi}_\alpha s_\alpha \quad \text{dla} \quad 0 \leq \mu_\alpha \leq \frac{1}{2} \quad \text{oraz} \quad \psi_\alpha = \frac{\pi}{2} \mu_\alpha, \quad (5.15)$$

$$\dot{\varphi}_\alpha = \kappa_\alpha \operatorname{tg} \Theta_\alpha = \kappa_\alpha p_\alpha \quad \text{dla} \quad \frac{1}{2} < \mu_\alpha \leq 1 \quad \text{oraz} \quad \Theta_\alpha = \frac{\pi}{2} (1 - \mu_\alpha). \quad (5.16)$$

W równaniach (5.15) i (5.16) wprowadzono wektor modyfikacji połączeń węzłowych $\mu_\alpha \in \langle 0, 1 \rangle$ (współrzędne bezwymiarowe), a sztywność $s_\alpha = \frac{S_\alpha}{E_\alpha J_\alpha}$ i podatność $p_\alpha = \frac{P_\alpha}{E_\alpha J_\alpha}$ sprężyny są odniesione do sztywności zgięciowej elementu. W przypadku połączeń sztywnych ($\mu_\alpha = 1$) podatność połączenia wynosi $p_\alpha = 0$, podczas gdy sztywność $s_\alpha \rightarrow \infty$. W drugim skrajnym przypadku, gdy $\mu_\alpha = 0$ (połączenie przegubowe) podatność połączenia dąży do nieskończoności $p_\alpha \rightarrow \infty$, a sztywność $s_\alpha = 0$. W celu uniknięcia osobliwych stanów w równaniach (5.15) i (5.16) modelowanie podzielono na dwa przypadki:

- gdy $\mu_\alpha \in \langle 0, \frac{1}{2} \rangle$ (tj. $\psi_\alpha \in \langle 0, \frac{\pi}{4} \rangle$) to połączenie jest modelowane przez sztywność połączenia s_α (równanie (5.15));
- gdy $\mu_\alpha \in (\frac{1}{2}, 1 \rangle$ (tj. $\Theta_\alpha \in \langle 0, \frac{\pi}{4} \rangle$) to połączenie jest modelowane przez podatność połączenia p_α (równanie (5.16)).

Analogicznie do równania (5.13) związek pomiędzy kątowymi a krzywiznowymi dystorsjami wirtualnymi modelowanej konstrukcji można zapisać w postaci:

$$\overset{0}{\varphi}_\alpha = \frac{1}{4} l_\alpha \overset{0}{k}_\alpha = \zeta_\alpha \overset{0}{k}_\alpha. \quad (5.17)$$

Podstawiając równanie (5.17) do związków (5.15) i (5.16) oraz wykorzystując zależność (5.14) otrzymujemy:

$$(\delta_{\alpha\beta} \zeta_\alpha s_\alpha(\mu_\alpha) + \delta_{\alpha\beta} - B_{\alpha\beta}) \overset{0}{k}_\beta = \overset{L}{k}_\alpha \quad \text{dla} \quad 0 \leq \mu_\alpha \leq \frac{1}{2}, \quad (5.18)$$

$$(\delta_{\alpha\beta} \zeta_\alpha + p_\alpha(\mu_\alpha) (\delta_{\alpha\beta} - B_{\alpha\beta})) \overset{0}{k}_\beta = p_\alpha(\mu_\alpha) \overset{L}{k}_\alpha \quad \text{dla} \quad \frac{1}{2} < \mu_\alpha \leq 1. \quad (5.19)$$

Z równań (5.18) i (5.19) można wyznaczyć krzywiznowe dystorsje wirtualne $\overset{0}{k}_\beta$ na zadany wektor modyfikacji połączeń węzłowych μ_α . Równania (5.18) i (5.19) można zapisać jedną zależnością:

$$[\delta_{\alpha\beta} \zeta_\alpha s_\alpha(\mu_\alpha) + p_\alpha(\mu_\alpha) (\delta_{\alpha\beta} - B_{\alpha\beta})] \overset{0}{k}_\beta = p_\alpha(\mu_\alpha) \overset{L}{k}_\alpha, \quad (5.20)$$

z dodatkowymi ograniczeniami na s_α i p_α :

$$s_\alpha(\mu_\alpha) = \begin{cases} \operatorname{tg} \left(\frac{\pi}{2} \mu_\alpha \right) & \text{dla } 0 \leq \mu_\alpha \leq \frac{1}{2}, \\ 1 & \text{dla } \frac{1}{2} < \mu_\alpha \leq 1, \end{cases} \quad (5.21)$$

$$p_\alpha(\mu_\alpha) = \begin{cases} 1 & \text{dla } 0 \leq \mu_\alpha \leq \frac{1}{2}, \\ \operatorname{tg} \left(\frac{\pi}{2} (1 - \mu_\alpha) \right) & \text{dla } \frac{1}{2} < \mu_\alpha \leq 1, \end{cases} \quad (5.22)$$

lub zwięźle w postaci:

$$A_{\alpha\beta} \overset{0}{k}_\beta = \overset{L}{b}_\alpha, \quad (5.23)$$

gdzie $A_{\alpha\beta} = \delta_{\alpha\beta} \zeta_\alpha s_\alpha + p_\alpha (\delta_{\alpha\beta} - B_{\alpha\beta})$ oraz $\overset{L}{b}_\alpha = p_\alpha \overset{L}{k}_\alpha$. Pierwszy człon macierzy $A_{\alpha\beta}$ stanowi diagonalną macierz z wyrażeniami $\zeta_\alpha s_\alpha$, która jest zerowa dla połączeń przegubowych, tj. $\mu_\alpha = 0_\alpha$. W przypadku połączeń sztywnych ($\mu_\alpha = 1_\alpha$) drugi składnik macierzy $A_{\alpha\beta}$ jest macierzą zerową oraz wektor prawej strony równania 5.23 jest zerowy, co prowadzi do krzywiznowych dystorsji wirtualnych $\overset{0}{k}_\alpha = 0_\alpha$.

Modelowanie w układach obciążanych dynamicznie. W zagadnieniach dynamiki krzywiznowe dystorsje wirtualne $\overset{0}{\kappa}_\alpha(t)$ oraz krzywiznowa macierz wpływu $B_{\alpha\beta}(t)$ są zależne od czasu. Zaktualizowany wektor krzywizn węzłowych, analogicznie do równania (5.14) jest wyznaczany za pomocą zależności:

$$\kappa_\alpha(t) = \overset{L}{\kappa}_\alpha(t) + \sum_{\tau=0}^t B_{\alpha\beta}(t-\tau) \overset{0}{\kappa}_\beta(\tau) - \overset{0}{\kappa}_\alpha(t). \quad (5.24)$$

Macierz wpływu $B_{\alpha\beta}$ jest obliczana poprzez nałożenie na konstrukcję w pierwszym kroku całkowania równań ruchu obciążeń kompensacyjnych (wyznaczonych jak dla zadania statycznego) realizujących jednostkowe krzywiznowe dystorsje wirtualne $\overset{0}{\kappa}_\alpha = 1$. Związki (5.15) i (5.16) pozostają tu ważne. Dokonując podobnych przekształceń jak w przypadku zadania statycznego otrzymujemy równanie analogiczne do (5.23) w postaci:

$$A_{\alpha\beta} \overset{0}{\kappa}_\beta(t) = \overset{L}{b}_\alpha(t), \quad (5.25)$$

gdzie macierz $A_{\alpha\beta}$ i wektor $\overset{L}{b}_\alpha(t)$ są wyrażone następująco:

$$A_{\alpha\beta} = \delta_{\alpha\beta} \zeta_{\alpha} s_{\alpha} + p_{\alpha} (\delta_{\alpha\beta} - B_{\alpha\beta}(0)), \quad (5.26)$$

$$\overset{L}{b}_\alpha(t) = \begin{cases} p_{\alpha} \overset{L}{\kappa}_\alpha(0) & \text{dla } t = 0, \\ p_{\alpha} \left[\overset{L}{\kappa}_\alpha(t) - \sum_{\tau=0}^{t-1} B_{\alpha\beta}(t-\tau) \overset{0}{\kappa}_\beta(\tau) \right] & \text{dla } t > 0. \end{cases} \quad (5.27)$$

Równanie (5.25) rozwiązywane jest dla każdego kroku czasowego t . Zauważmy, że macierz $A_{\alpha\beta}$ jest obliczana tylko raz w odróżnieniu od wektora występującego po prawej stronie $\overset{L}{b}_\alpha(t)$.

Ważną cechą prezentowanej metody jest możliwość wykorzystania uogólnionej macierzy wpływu $\hat{B}_{i\beta}$, której kolumny mogą zawierać inne odpowiedzi konstrukcji niż krzywizny (np. przemieszczenia, przyspieszenia). Umożliwia to aktualizację wybranych odpowiedzi konstrukcji (w ramach obowiązywania zasady superpozycji), np. przemieszczeń. Mamy wówczas:

$$u_i(t) = \overset{L}{u}_i(t) + \sum_{\tau=0}^t \hat{B}_{i\alpha}(t-\tau) \overset{0}{\kappa}_\alpha(\tau), \quad (5.28)$$

gdzie $u_i(t)$ i $\overset{L}{u}_i(t)$ są to wybrane przemieszczenia konstrukcji zmodyfikowanej i oryginalnej, a dystorsje wirtualne $\overset{0}{\kappa}_\alpha(t)$ powinny być uprzednio wyznaczone z równania (5.25).

5.2.4 Modelowanie tłumienia w konstrukcjach kratownicowych

Metodę dystorsji wirtualnych uogólniono również na zagadnienia związane z tłumieniem w zakresie drgań ustalonych. Wiąże się to z uproszczoną implementacją kodów źródłowych i krótszym czasie obliczeń niż w przypadku zagadnień w sformułowanych dziedzinie czasu. Wadą jest natomiast konieczność użycia większej liczby czujników w celu rozwiązania zadania odwrotnego.

Model tłumienia. Punktem wyjścia jest model tłumienia Rayleigha, w którym zakłada się, że macierz tłumienia \mathbf{C} jest liniową kombinacją macierzy mas \mathbf{M} i macierzy sztywności \mathbf{K} :

$$\mathbf{C} = \alpha \mathbf{M} + \beta \mathbf{K}, \quad (5.29)$$

gdzie α i β są współczynnikami tłumienia. Dla uproszczenia zadania przyjęto do rozważań kratownicową konstrukcję, jednak w analogiczny sposób można rozwinąć zagadnienie dla bardziej złożonych ustrojów.

W przypadku kratownic, macierz sztywności \mathbf{K} może być wyrażona za pomocą macierzy diagonalnej \mathbf{S} :

$$\mathbf{K} = \mathbf{G}^T \mathbf{L} \mathbf{S} \mathbf{G}, \quad (5.30)$$

gdzie macierz \mathbf{S} zawiera sztywności wzdłużne $E_i A_i$ elementów, \mathbf{L} jest macierzą diagonalną zawierającą odwrotności długości elementów, a \mathbf{G} jest macierzą geometryczną (przemieszczenie-odkształcenie), która transformuje przemieszczenia (w globalnym układzie współrzędnych) na odkształcenia elementów $\varepsilon = \mathbf{G} \mathbf{u}$. Zatem, macierz tłumienia można wyrazić w zależności od współczynników tłumienia w elementach i w stopniach swobody w następujący sposób:

$$\mathbf{C} = \mathbf{C}_\alpha \mathbf{M} + \mathbf{G}^T \mathbf{L} \mathbf{S} \mathbf{C}_\beta \mathbf{G}, \quad (5.31)$$

gdzie \mathbf{C}_α i \mathbf{C}_β są macierzami diagonalnymi zawierającymi odpowiednio współczynniki tłumienia materiałowego (związane z elementami) i środowiskowego (związane ze stopniami swobody układu). Mają one następujące postaci:

$$\mathbf{C}_\alpha = \begin{bmatrix} \alpha_1 & \cdots & 0 \\ 0 & \ddots & 0 \\ 0 & \cdots & \alpha_{N_{\text{DOF}}} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{C}_\beta = \begin{bmatrix} \beta_1 & \cdots & 0 \\ 0 & \ddots & 0 \\ 0 & \cdots & \beta_{N_{\text{el}}} \end{bmatrix}, \quad (5.32)$$

gdzie N_{DOF} i N_{el} oznaczają odpowiednio liczbę stopni swobody i liczbę elementów. W szczególnym przypadku gdy $\alpha_1 = \alpha_2 = \dots = \alpha_{N_{\text{DOF}}} = \alpha$ oraz $\beta_1 = \beta_2 = \dots = \beta_{N_{\text{el}}} = \beta$ otrzymamy macierz tłumienia identyczną z macierzą Rayleigh'a.

Modelowanie tłumienia metodą dystorsji wirtualnych. Zakładamy, że wymuszenie konstrukcji realizowane może być za pomocą zespolonej siły harmoniczej w postaci wykładniczej:

$$\mathbf{f}(t) = \mathbf{F} \cdot e^{i\omega t}, \quad (5.33)$$

gdzie \mathbf{F} jest wektorem amplitud wymuszenia, a ω – częstością wymuszenia. Odpowiedź konstrukcji jest złożeniem drgań ustalonych i drgań swobodnych zanikających na skutek występującego w układzie tłumienia. W zapisie macierzowym równania ruchu dla układu o wielu stopniach swobody mają następującą postać:

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{C}\dot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{K}\mathbf{u}(t) = \mathbf{f}(t). \quad (5.34)$$

Przemieszczenia, prędkości i przyspieszenia węzłowe w dziedzinie czasu pod wpływem siły z równania (5.33) mogą być wyrażone przez związki:

$$\mathbf{u}(t) = \mathbf{U}_0 \cdot e^{i(\omega t - \phi)}, \quad (5.35)$$

$$\dot{\mathbf{u}}(t) = i\omega \mathbf{U}_0 \cdot e^{i(\omega t - \phi)}, \quad (5.36)$$

$$\ddot{\mathbf{u}}(t) = -\omega^2 \mathbf{U}_0 \cdot e^{i(\omega t - \phi)}. \quad (5.37)$$

Każda z macierzy \mathbf{M} , \mathbf{C} , \mathbf{K} reprezentuje inne parametry konstrukcji. Jeżeli któryś z nich ulegnie zmianie, to taką zmodyfikowaną konstrukcję reprezentować będą macierze oznaczone przez: $\hat{\mathbf{M}}$, $\hat{\mathbf{C}}$, $\hat{\mathbf{K}}$.

Uwzględniając przyjęty powyżej model tłumienia (5.31) i wyrażając macierz sztywności jak w równaniu (5.30), można konstrukcję zmodyfikowaną opisać następującym związkiem:

$$\hat{\mathbf{M}}\ddot{\mathbf{u}}(t) + [\hat{\mathbf{C}}_\alpha \hat{\mathbf{M}} + \mathbf{G}^T \hat{\mathbf{L}} \hat{\mathbf{S}} \hat{\mathbf{C}}_\beta \mathbf{G}] \dot{\mathbf{u}}(t) + [\mathbf{G}^T \hat{\mathbf{L}} \hat{\mathbf{S}} \mathbf{G}] \mathbf{u}(t) = \mathbf{f}(t). \quad (5.38)$$

W celu uniknięcia konieczności ponownego obliczania macierzy \mathbf{M} , \mathbf{C} , \mathbf{K} przy każdorazowej zmianie masy, sztywności lub współczynników tłumienia w elementach można wprowadzane do konstrukcji zmiany parametrów wyrazić poprzez odpowiadające tym zmianom pole dystorsji. W ogólnym przypadku będziemy mieli cztery różne rodzaje dystorsji odpowiadające za zmianę kolejno: masy w elementach, tłumienia środowiskowego, tłumienia materiałowego, sztywności. W związku z tym, równaniu (5.38) odpowiada poniższe wyrażenie, w którym modyfikacje parametrów opisane są przez dystorsje wirtualne:

$$\begin{aligned} [\mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}}(t) - \mathbf{p}^0(t)] + [\mathbf{C}_\alpha \mathbf{M}\dot{\mathbf{u}}(t) - \mathbf{d}^0(t)] + [\mathbf{G}^T \hat{\mathbf{L}} \mathbf{S} (\mathbf{C}_\beta \mathbf{G}\dot{\mathbf{u}}(t) - \phi^0(t))] \\ + [\mathbf{G}^T \hat{\mathbf{L}} \mathbf{S} (\mathbf{G}\mathbf{u}(t) - \epsilon^0(t))] = \mathbf{f}(t). \end{aligned} \quad (5.39)$$

Przy sile wymuszającej w postaci (5.33) dystorsje wirtualne są wyrażone następująco:

$$\mathbf{p}(t) = \mathbf{p}^0 \cdot e^{i(\omega t - \phi)}, \quad (5.40a)$$

$$\boldsymbol{\varepsilon}^0(t) = \boldsymbol{\varepsilon}^0 \cdot e^{i(\omega t - \phi)}, \quad (5.40b)$$

$$\boldsymbol{\phi}^0(t) = \boldsymbol{\phi}^0 \cdot e^{i(\omega t - \phi)}, \quad (5.40c)$$

$$\mathbf{d}^0(t) = \mathbf{d}^0 \cdot e^{i(\omega t - \phi)}, \quad (5.40d)$$

gdzie $\boldsymbol{\varepsilon}^0(t)$ jest harmonicznym odkształceniem modelującym zmianę sztywności, $\mathbf{p}^0(t)$ siłą modelującą zmianę masy, $\boldsymbol{\phi}^0(t)$ jest proporcjonalne do prędkości odkształcenia i modeluje zmianę tłumienia w elemencie, natomiast $\mathbf{d}^0(t)$ jest siłą i modeluje zmianę tłumienia środowiskowego. Załóżmy, że znane i niezmiennie są sztywności i masy poszczególnych elementów. W dalszej części rozpatrywane będą jedynie modyfikacje tłumienia oraz drgania ustalone konstrukcji. Wstawiając równania (5.35) i (5.40) do (5.39) (już z pominięciem modyfikacji masy i sztywności) otrzymamy równanie ruchu w postaci macierzowej dla stanu ustalonego konstrukcji modelowanej dystorsjami:

$$-\omega^2 \mathbf{M} \mathbf{u}^L + i\omega \mathbf{C}_\alpha \mathbf{M} \mathbf{u}^L + i\omega \mathbf{G}^T \mathbf{L} \mathbf{S} \mathbf{C}_\beta \boldsymbol{\varepsilon}^L + \mathbf{G}^T \mathbf{L} \mathbf{S} \boldsymbol{\varepsilon}^L = \mathbf{f}, \quad (5.41)$$

gdzie $\boldsymbol{\varepsilon}^L$ jest wektorem odkształceń, a \mathbf{u}^L wektorem przemieszczeń wyznaczonych dla konstrukcji pierwotnej. Równanie (5.41) można zapisać również w postaci:

$$[-\omega^2 \mathbf{M} + i\omega \mathbf{C} + \mathbf{K}] \mathbf{u}^L = \mathbf{f}. \quad (5.42)$$

Oznaczmy modyfikacje tłumienia jako:

$$\Delta \mathbf{C}_\alpha = \hat{\mathbf{C}}_\alpha - \mathbf{C}_\alpha,$$

$$\Delta \mathbf{C}_\beta = \hat{\mathbf{C}}_\beta - \mathbf{C}_\beta,$$

gdzie $\hat{\mathbf{C}}_\alpha$ i $\hat{\mathbf{C}}_\beta$ oznaczają macierze zmodyfikowane. Odpowiedź konstrukcji zmodyfikowanej \mathbf{u} otrzymamy rozwiązując quasi-statyczne równanie ruchu:

$$-\omega^2 \mathbf{M} \mathbf{u} + i\omega \hat{\mathbf{C}}_\alpha \mathbf{M} \mathbf{u} + i\omega \mathbf{G}^T \mathbf{L} \mathbf{S} \hat{\mathbf{C}}_\beta \boldsymbol{\varepsilon} + \mathbf{G}^T \mathbf{L} \mathbf{S} \boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{f}. \quad (5.43)$$

W równaniu (5.43) związek pomiędzy odpowiedzią konstrukcji a modyfikacją tłumienia jest nieliniowy. Ponadto, rozwiązanie równania (5.43) wymaga rozwiązania pełnego układu z uwzględnieniem wszystkich stopni swobody.

Modyfikacje $\Delta\mathbf{C}_\alpha$ i $\Delta\mathbf{C}_\beta$ tłumienia środowiskowego i materiałowego są modelowane za pomocą dwóch pól harmonicznyc dystorsji wirtualnych: dystorsji siły (pseudo siły) oraz dystorsji odkształcenia nakładane na elementy układu. Zespolone wartości amplitud tych dystorsji oznaczamy odpowiednio przez \mathbf{d}^0 i ϕ^0 . Te dwa pola dystorsji są narzucane na niezmodyfikowaną konstrukcję, a równanie opisujące ten stan możemy zapisać w postaci:

$$-\omega^2\mathbf{M}\mathbf{u} + [i\omega\mathbf{C}_\alpha\mathbf{M}\mathbf{u} - \mathbf{d}^0] + [\mathbf{G}^T\mathbf{L}\mathbf{S}(i\omega\mathbf{C}_\beta\boldsymbol{\varepsilon} - \phi^0)] + \mathbf{G}^T\mathbf{L}\mathbf{S}\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{f}. \quad (5.44)$$

Z równań (5.43) i (5.44) otrzymujemy następujący układ dwóch równań liniowych:

$$-i\omega\Delta\mathbf{C}_\alpha\mathbf{M}\mathbf{u} = \mathbf{d}^0, \quad (5.45a)$$

$$-i\omega\Delta\mathbf{C}_\beta\boldsymbol{\varepsilon} = \phi^0. \quad (5.45b)$$

Warto zauważyć, że w równaniu (5.45a) dystorsje \mathbf{d}^0 i ϕ^0 występują w postaci uwikłanej, ponieważ odpowiedzi \mathbf{u} i $\boldsymbol{\varepsilon}$ po lewej stronie równania również zależą od pól dystorsji. Porównując równanie (5.44) zapisane w postaci:

$$-\omega^2\mathbf{M}\mathbf{u} + i\omega\mathbf{C}_\alpha\mathbf{M}\mathbf{u} + \mathbf{G}^T\mathbf{L}\mathbf{S}\mathbf{C}_\beta\boldsymbol{\varepsilon} + \mathbf{G}^T\mathbf{L}\mathbf{S}\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{f} + \mathbf{d}^0 + \mathbf{G}^T\mathbf{L}\mathbf{S}\phi^0$$

oraz równanie (5.41), otrzymujemy liniowy związek pomiędzy odpowiedziami konstrukcji \mathbf{u} i $\boldsymbol{\varepsilon}$ a polami dystorsji. Odpowiedź składa się z trzech członów: odpowiedzi konstrukcji niezmodyfikowanej na wymuszenie zewnętrzne (w tym człony rezydualne związane z nieznanym tłumieniem materiałowym \mathbf{C}_β i środowiskowym \mathbf{C}_α). Są one iloczynami odkształceniowej macierzy wpływu i wektora dystorsji związanego z odpowiednimi modyfikacjami:

$$\mathbf{u} = \mathbf{u}^L + \mathbf{B}^f\mathbf{d}^0 + \mathbf{B}^\varepsilon\phi^0, \quad (5.46a)$$

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}^L + \mathbf{D}^f\mathbf{d}^0 + \mathbf{D}^\varepsilon\phi^0, \quad (5.46b)$$

gdzie \mathbf{B}^f , \mathbf{B}^ε , \mathbf{D}^f i \mathbf{D}^ε są tak zwanymi quasi-statycznymi macierzami wpływu, które opisują w dziedzinie częstości odpowiedź konstrukcji na wymuszenie jednostkową harmoniczną siłą działającą w stopniach swobody (\mathbf{B}^f i \mathbf{D}^f) oraz odpowiedź na wymuszenie jednostkową harmoniczną prędkością odkształcenia, działającą w poszczególnych elementach (\mathbf{B}^ε i \mathbf{D}^ε). Macierz \mathbf{B}^f jest macierzą charakterystyk dynamicznych FRF (ang. *Frequency Response Function*) o wymiarach $N_{\text{DOF}} \times N_{\text{DOF}}$ obliczoną dla danej częstości ω . Pozostałe macierze są zdefiniowane następująco:

$$\mathbf{D}^f = \mathbf{G}\mathbf{B}^f, \quad (5.47)$$

$$\mathbf{B}^\varepsilon = \mathbf{B}^f \mathbf{G}^T \mathbf{L} \mathbf{S}, \quad (5.48)$$

$$\mathbf{D}^\varepsilon = \mathbf{G}\mathbf{B}^f \mathbf{G}^T \mathbf{L} \mathbf{S}. \quad (5.49)$$

Z równań (5.46) oraz (5.45) otrzymujemy liniowy układ równań:

$$\mathbf{F}\mathbf{x}^0 = \mathbf{b}, \quad (5.50)$$

gdzie macierz \mathbf{F} wyrażona jest wzorem:

$$\mathbf{F} = \begin{bmatrix} \mathbf{I} + i\omega\Delta\mathbf{C}_\alpha\mathbf{M}\mathbf{B}^f & i\omega\Delta\mathbf{C}_\alpha\mathbf{M}\mathbf{B}^\varepsilon \\ i\omega\Delta\mathbf{C}_\beta\mathbf{D}^f & \mathbf{I} + i\omega\Delta\mathbf{C}_\beta\mathbf{D}^\varepsilon \end{bmatrix}, \quad (5.51)$$

wektor \mathbf{x}^0 zawiera dystorsje wirtualne w postaci:

$$\mathbf{x}^0 = [\mathbf{d}^0 \ \phi^0]^T, \quad (5.52)$$

a wektor prawej strony ma następującą formę:

$$\mathbf{b} = \begin{bmatrix} -i\omega\Delta\mathbf{C}_\alpha\mathbf{M}\mathbf{u}^L \\ -i\omega\Delta\mathbf{C}_\beta\boldsymbol{\varepsilon}^L \end{bmatrix}. \quad (5.53)$$

Dysponując odpowiedzią konstrukcji niezmodyfikowanej (\mathbf{u}^L i $\boldsymbol{\varepsilon}^L$) oraz mając założone modyfikacje tłumienia ($\Delta\mathbf{C}_\alpha$ i $\Delta\mathbf{C}_\beta$), wstawiamy je do równania (5.50) z którego można wyznaczyć wektor dystorsji \mathbf{x}^0 . Zaktualizowane odpowiedzi konstrukcji modelowanej (\mathbf{u} i $\boldsymbol{\varepsilon}$) są obliczane ze wzorów (5.46).

5.3 Analiza odwrotna

Lokalna modyfikacja sztywności bądź uplastycznienie jednego lub więcej elementów konstrukcji powoduje globalne zmiany jej odpowiedzi. Rejestracja tych zmian za pomocą czujników stanowi podstawę do rozwiązania zadania odwrotnego. Zadanie odwrotne polega na określeniu wartości zmodyfikowanych parametrów konstrukcji na podstawie odpowiedzi otrzymanych przed i po wprowadzeniu tych zmian. Numeryczny model konstrukcji początkowej oraz jej reanaliza za pomocą metody dystorsji wirtualnych umożliwia efektywne obliczanie zaktualizowanych odpowiedzi. Problem identyfikacji zmodyfikowanych parametrów może być zdefiniowany jako zadanie gradientowej optymalizacji. Funkcję celu, w przypadku detekcji zmian parametrów determinujących sztywność wzdłużną elementów kratownicowych (E_α lub A_α), przyjmijmy w postaci:

$$F = \sum_{\alpha=1}^n (\varepsilon_{\alpha} - \overset{M}{\varepsilon}_{\alpha})^2, \quad (5.54)$$

gdzie ε_{α} i $\overset{M}{\varepsilon}_{\alpha}$ są wektorami odkształceń odpowiednio konstrukcji modelowanej dystorsjami i zmodyfikowanej. Wektor $\overset{M}{\varepsilon}_{\alpha}$, w przypadku rzeczywistej, monitorowanej konstrukcji, stanowi pomierzoną odpowiedź wyrażoną w odkształceniach. Poszukiwany wektor modyfikacji sztywności μ_{α} może być wyznaczony w kolejnych iteracjach, np. metodą największego spadku, zgodnie ze wzorem:

$$\mu_{\alpha}^{(i)} = \mu_{\alpha}^{(i-1)} - \Delta F^{(i-1)} \frac{\nabla_{\alpha} F^{(i-1)}}{(\nabla_{\beta} F^{(i-1)})^T (\nabla_{\beta} F^{(i-1)})}. \quad (5.55)$$

We wzorze (5.55) oznaczenia $(i-1)$ i (i) wskazują odpowiednio na wartości w poprzedniej i bieżącej iteracji. Stała Δ jest długością kroku i najczęściej przyjmuje się ją z przedziału $\langle 0, 1; 0, 3 \rangle$, $\nabla_{\alpha} F^{(i-1)}$ jest gradientem funkcji celu obliczonym w poprzedniej iteracji, a w mianowniku występuje iloczyn skalarny tego gradientu. Ze względu na złożoną zależność funkcji celu od wektora modyfikacji sztywności, gradient funkcji celu jest obliczany zgodnie z regułą łańcuchową:

$$\nabla_{\alpha} F = \frac{\partial F}{\partial \mu_{\alpha}} = \frac{\partial F}{\partial \overset{0}{\varepsilon}_{\beta}} \frac{\partial \overset{0}{\varepsilon}_{\beta}}{\partial \mu_{\alpha}} = 2 (\varepsilon_{\delta} - \overset{M}{\varepsilon}_{\delta}) D_{\delta\beta} \frac{\partial \overset{0}{\varepsilon}_{\beta}}{\partial \mu_{\alpha}}. \quad (5.56)$$

Do obliczenia gradientu funkcji celu należy jeszcze obliczyć gradient pola dystorsji wirtualnych względem wektora modyfikacji sztywności. Można to wykonać, odpowiednio różniczkując równanie (5.7):

$$[\delta_{\alpha\beta} - (1_{\alpha} - \mu_{\alpha}) D_{\alpha\beta}] \frac{\partial \overset{0}{\varepsilon}_{\beta}}{\partial \mu_{\alpha}} = -\delta_{\alpha\beta} \varepsilon_{\alpha}. \quad (5.57)$$

Warto zauważyć, że lewa strona w równaniu (5.57) jest tożsama z lewą stroną w wyrażeniu (5.7), natomiast prawą stronę stanowi macierz kwadratowa posiadająca na głównej diagonalizowane odkształcenia (z przeciwnym znakiem) obliczone zgodnie ze wzorem (5.2). W przypadku identyfikacji stref plastycznych przyjmujemy, że konstrukcja jest wykonana z materiału sprężysto-idealnie plastycznego. To założenie narzuca ograniczenia związane z nieprzekraczaniem naprężeń uplastyczniających σ_{α}^u . Można to uwzględnić w funkcji celu, zdefiniowanej jak poprzednio we wzorze (5.54), uzupełnionej o odpowiednią funkcję kary:

$$F = \sum_{\alpha=1}^n (\varepsilon_{\alpha} - \varepsilon_{\alpha}^M)^2 + \sum_{\alpha=1}^n (c(\sigma_{\alpha} - \sigma_{\alpha}^u))^2 \Big|_{|\sigma_{\alpha}| > |\sigma_{\alpha}^u|}, \quad (5.58)$$

gdzie c jest pewną stałą skalującą funkcję kary. Funkcja kary jest obliczana dla tych elementów, w których naprężenia w konstrukcji modelowanej wg wzoru (5.2) przekraczają naprężenia uplastyczniające. Zmienną projektową jest tu wektor dystorsji wirtualnych, a zatem kolejne przybliżenia tego wektora mogą być wyznaczane ze związku:

$$\varepsilon_{\alpha}^{(i)} = \varepsilon_{\alpha}^{(i-1)} - \Delta F^{(i-1)} \frac{\nabla_{\alpha} F^{(i-1)}}{(\nabla_{\beta} F^{(i-1)})^T (\nabla_{\beta} F^{(i-1)})}, \quad (5.59)$$

przy czym gradient funkcji celu (5.58) jest wyrażony w postaci:

$$\nabla_{\alpha} F = \frac{\partial F}{\partial \varepsilon_{\alpha}^0} = 2(\varepsilon_{\beta} - \varepsilon_{\beta}^M) D_{\beta\alpha} + 2c(\sigma_{\beta} - \sigma_{\beta}^u) \frac{\partial \sigma_{\beta}}{\partial \varepsilon_{\alpha}^0} \Big|_{|\sigma_{\alpha}| > |\sigma_{\alpha}^u|}. \quad (5.60)$$

Do zależności (5.60) konieczne jest określenie gradientu naprężeń, który można obliczyć różniczkując związek (5.2) względem wektora dystorsji wirtualnych:

$$\frac{\partial \sigma_{\beta}}{\partial \varepsilon_{\alpha}^0} = E_{\underline{\beta}} (D_{\underline{\beta}\alpha} - \delta_{\underline{\beta}\alpha}). \quad (5.61)$$

Gradient funkcji kary ma niezerowe te współrzędne, które odpowiadają uplastycznionym elementom.

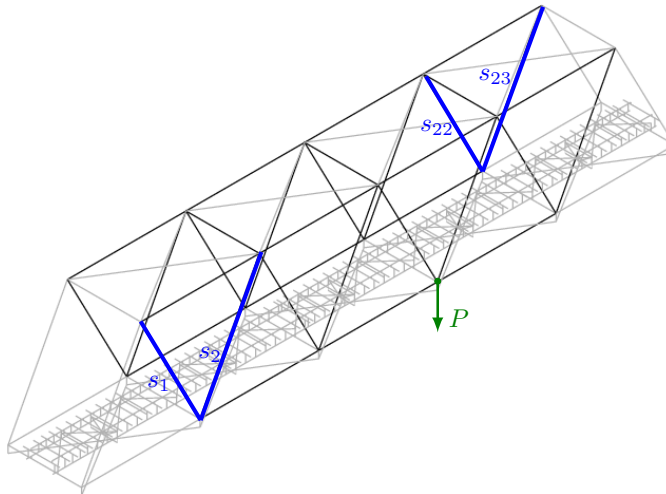
W tabeli 5.1 zestawiono algorytmy identyfikacji modyfikacji sztywności i odkształceń plastycznych, które opisano powyżej. Algorytm podzielono na 3 główne etapy realizacji: wstępne dane i założenia, obliczenia wstępne oraz obliczenia powtarzalne (iteracyjne).

5.3.1 Identyfikacja utraty sztywności

Identyfikację parametrów konstrukcji przeprowadzono na podstawie opracowanego belkowego modelu numerycznego (Adina) mostu kratownicowego zlokalizowanego w Nieporęcie nad kanałem Żerańskim. Przyjęto obciążenie impulsowe (lokalizacja jak na rys. 5.6) niezerowe w pierwszym kroku całkowania numerycznego i przeprowadzono symulację drgań konstrukcji. W ten sposób wygenerowano odpowiedzi konstrukcji początkowej i zmodyfikowanej (poniżej scenariusze modyfikacji). Na podstawie tego modelu obliczono również impulsową

Tabela 5.1. Algorytmy identyfikacji modyfikacji sztywności i odkształceń plastycznych.

Etap algorytmu	Identyfikacja modyfikacji sztywności	Identyfikacja odkształceń plastycznych
Wstępne dane i założenia	<ul style="list-style-type: none"> • odkształcenia konstrukcji zmodyfikowanej • konstrukcja pierwotna wraz z obciążeniem zewnętrznym 	<ul style="list-style-type: none"> • przyjęcie modelu materiału • początkowe odkształcenia plastyczne $\varepsilon_{\alpha}^{(0)}$ (zwykle zerowe)
	<ul style="list-style-type: none"> • początkowy wektor $\mu_{\alpha}^{(0)}$ (zwykle o jednostkowych współrzędnych, wtedy zerowe pole $\varepsilon_{\alpha}^{(0)}$) 	
Obliczenia wstępne	<ul style="list-style-type: none"> • obliczenie macierzy wpływu $D_{\alpha\beta}$ • obliczenie odkształceń $\varepsilon_{\alpha}^{\perp}$ oraz $\varepsilon_{\alpha}^{(0)}$ wg (5.3) 	
Obliczenia powtarzalne	<ul style="list-style-type: none"> • funkcja celu wg (5.54) • gradient funkcji celu wg (5.56), w tym gradient dystorsji $\frac{\partial \varepsilon_{\beta}^0}{\partial \mu_{\alpha}}$ • aktualizacja wektora $\mu_{\alpha}^{(i)}$ wg (5.55) 	<ul style="list-style-type: none"> • funkcja celu wg (5.58) • gradient funkcji celu wg (5.60), w tym gradient naprężeń $\frac{\partial \sigma_{\beta}}{\partial \varepsilon_{\alpha}^0}$ • aktualizacja odkształceń plastycznych $\varepsilon_{\alpha}^{(i)}$ wg (5.59)
	<ul style="list-style-type: none"> • warunek zakończenia obliczeń, np. $\frac{F^{(i)}}{F^{(1)}} < 10^{-5}$ lub ustalona liczba iteracji 	

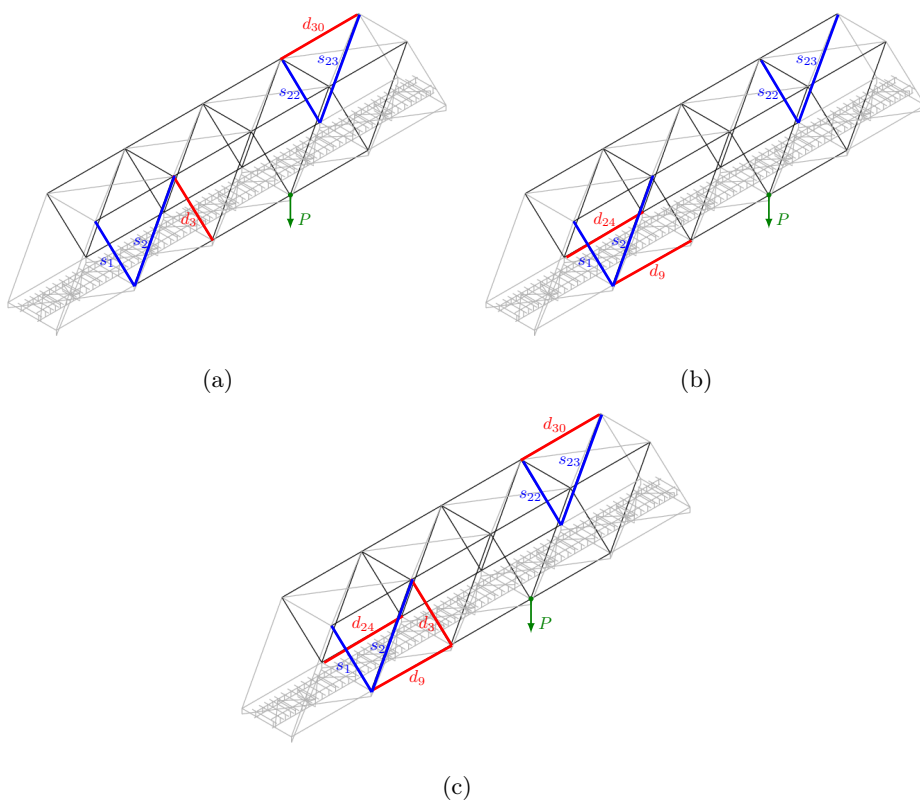
Rysunek 5.6. Schemat mostu wraz z lokalizacją wymuszenia oraz elementy, dla których obliczano odkształcenia (s_1 , s_2 , s_{22} , s_{23}). Wyróżnione elementy kolorem czarnym i niebieskim uwzględniono w analizie odwrotnej.

macierz wpływu $D_{\alpha\beta}$. Wybrano 4 elementy, dla których obliczano odkształcenia uwzględnione w analizie odwrotnej (por. rys. 5.6).

Rozpatrywano 4 scenariusze identyfikacji uszkodzeń, które zestawiono w tabeli 5.2, a odpowiednie ich lokalizacje pokazano na rys. 5.7. Liczbę elementów, w których identyfikowana jest modyfikacja sztywności (por. wzór (5.6a)),

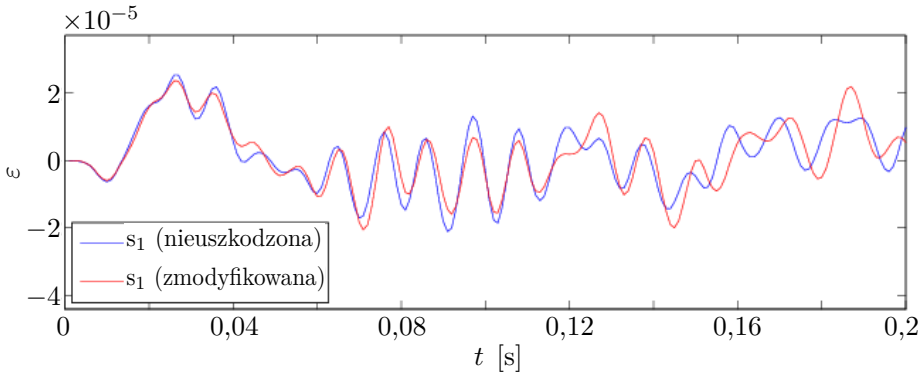
Tabela 5.2. Symulowane scenariusze uszkodzeń elementów kratownicowych.

Scenariusz uszkodzenia	Wprowadzone modyfikacje
I	$\mu_3 = 0,7, \mu_{30} = 0,7$
II	$\mu_9 = 0,7, \mu_{24} = 0,7$
III	$\mu_3 = 0,7, \mu_9 = 0,7, \mu_{24} = 0,8, \mu_{30} = 0,6$
IV	$\mu_3 = 0,7, \mu_{30} = 0,7$, szum 10% (por. wzór (5.63))



Rysunek 5.7. Schemat mostu wraz z lokalizacjami symulowanych uszkodzeń: (a) scenariusz I i IV, (b) scenariusz II, (c) scenariusz III.

ograniczono do 33 (por. rys. 5.6). Dla wybranych elementów konstrukcji (oryginalnej i zmodyfikowanej) obliczono odkształcenia – dla wybranego scenariusza uszkodzenia (III) w lokalizacji s_1 przedstawiono na rys. 5.8. Na podstawie tych odpowiedzi (i analogicznych dla pozostałych scenariuszy uszkodzenia) przeprowadzono identyfikację zmodyfikowanych wartości modułów Younga.



Rysunek 5.8. Obliczone odpowiedzi konstrukcji nieuszkodzonej i zmodyfikowanej wywołane obciążeniem impulsowym dla scenariusza III wg tabeli 5.2.

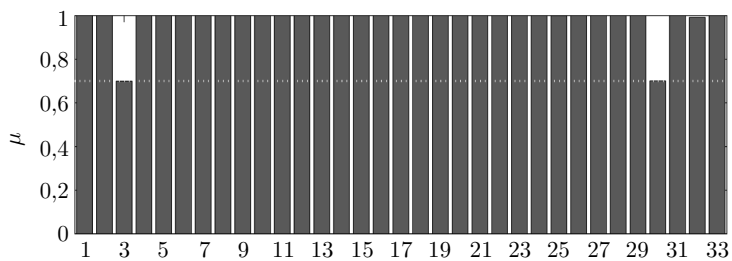
Iteracyjny proces optymalizacji przeprowadzono metodą największego spadku (SD) oraz metodą Levenberga-Marquardta (LM) z liczbą iteracji odpowiednio $n_1 = 1000$ oraz $n_2 = 100$. W przypadku metody SD przeprowadzano również poszukiwanie optymalnego kroku, tzw. *line-search* (SD-LS), z liczbą iteracji $n_3 = 300$. W procesie optymalizacji przyjęto znormalizowaną funkcji celu (por. (5.54)):

$$F(\mu_\beta) = \sum_{\alpha=1}^n \frac{(\varepsilon_\alpha - \overset{M}{\tilde{\varepsilon}}_\alpha)^2}{(\overset{M}{\tilde{\varepsilon}}_\alpha)^2}. \quad (5.62)$$

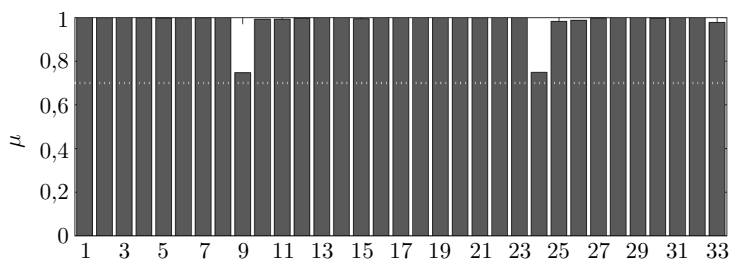
W rzeczywistych pomiarach rejestrowanemu sygnałowi z czujnika towarzyszy szum i z tego powodu w scenariuszu uszkodzenia IV do identyfikacji zmian sztywności elementów przyjęto zmodyfikowaną postać odkształceń:

$$\overset{M}{\tilde{\varepsilon}}_\alpha = \overset{M}{\tilde{\varepsilon}}_\alpha (1 + r_\alpha). \quad (5.63)$$

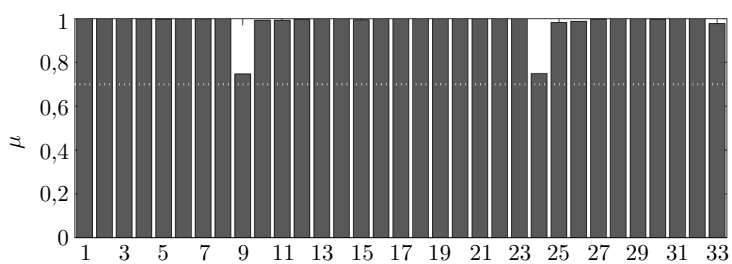
We wzorze (5.63) przez $\overset{M}{\tilde{\varepsilon}}_\alpha$ oznaczono numerycznie obliczone wartości odkształceń konstrukcji zmodyfikowanej, a r_α jest losowo wygenerowaną wartością



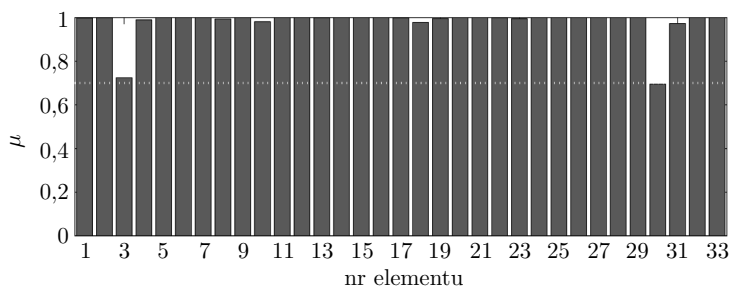
(a)



(b)

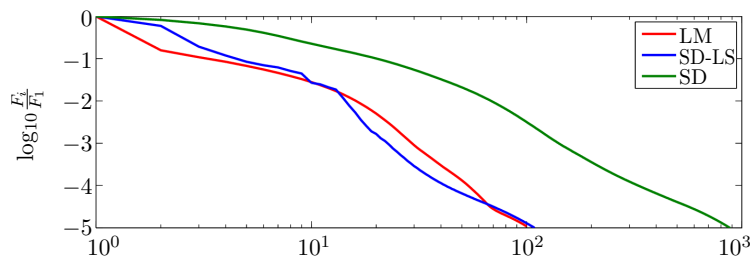


(c)

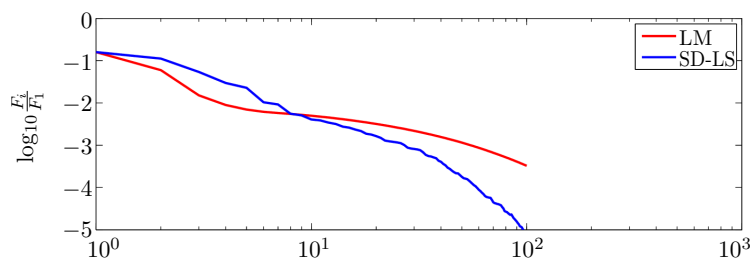


(d)

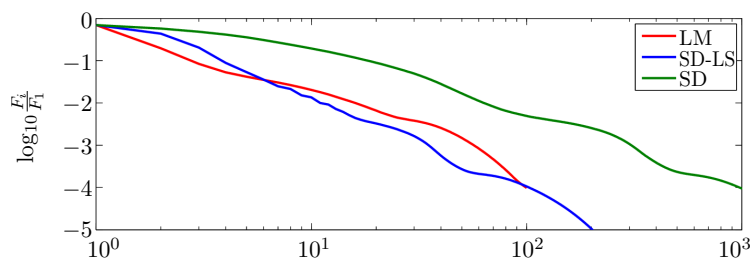
Rysunek 5.9. Zidentyfikowane metodą LM współczynniki modyfikacji sztywności: (a) scenariusz I, (b) scenariusz II, (c) scenariusz III, (d) scenariusz IV.



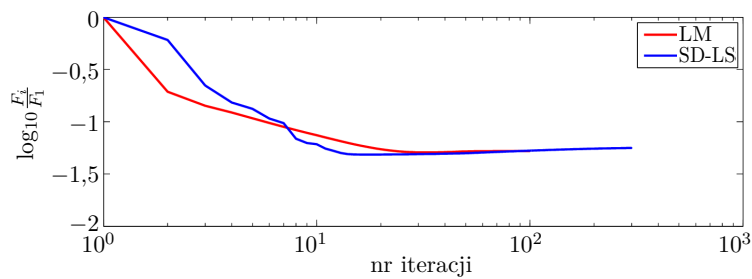
(a)



(b)



(c)



(d)

Rysunek 5.10. Spadek funkcji celu w procesie optymalizacji: (a) scenariusz I, (b) scenariusz II, (c) scenariusz III, (d) scenariusz IV.

z przedziału $\langle -0, 1; 0, 1 \rangle$ dla każdej chwili czasowej. W pozostałych przypadkach, tj. scenariuszach uszkodzeń I-III, zachodzą związki:

$$\overset{M}{\varepsilon}_\alpha = \overset{M}{\tilde{\varepsilon}}_\alpha, \quad r_\alpha = 0. \quad (5.64)$$

Spadek funkcji celu w przykładach bez uwzględnienia szumów był podobny i wynosił ok. 4–5 rzędów wielkości, przy czym liczba iteracji, przy którym osiągnano ten spadek, była różna. Pomimo uwzględnienia zaburzeń odpowiedzi konstrukcji (scenariusz IV) wg równania (5.63) przeprowadzona procedura identyfikacji parametrów sztywności poprawnie wskazała zmodyfikowane elementy (por. rys. 5.9(d), rys. 5.7(a), tabeli 5.2), jednakże spadek funkcji celu (por. rys. 5.10(d)) był istotnie niższy niż w pozostałych przypadkach.

5.3.2 Identyfikacja tłumienia materiałowego

W przypadku identyfikacji tłumienia materiałowego zakładamy, że sztywność, masa oraz współczynniki tłumienia zewnętrznego \mathbf{C}_α konstrukcji kratownicowej są niezmiennie. Zadanie polega na określeniu współczynników tłumienia materiałowego w elementach konstrukcji \mathbf{C}_β znając macierze mas \mathbf{M} i sztywności \mathbf{K} , wymuszenie zewnętrzne \mathbf{f} oraz odkształcenia konstrukcji niezmodyfikowanej $\boldsymbol{\varepsilon}$ we wszystkich rozważanych elementach. Rozwiązanie bezpośrednie problemu minimalizacji residuum równania (5.43) ze względu na wszystkie współczynniki β_i jest zadaniem nieliniowym, kosztownym numerycznie zwłaszcza przy złożonych układach. Można jednak rozwiązać to zadanie w inny sposób dzieląc je na dwa liniowe podzadania.

Przez $\boldsymbol{\varepsilon}^L$ oznaczymy odkształcenia elementów konstrukcji w rozpatrywanych elementach, której odpowiadają zerowe współczynniki tłumienia $\beta_i = 0$. Otrzymamy ją rozwiązując równanie ruchu (5.42) dla macierzy tłumienia \mathbf{C} równej zero (lub z dowolnymi wartościami początkowymi).

1. Zadanie pierwsze polega na znalezieniu wektora niewiadomych dystorsji $\boldsymbol{\phi}^0$ jeżeli dysponujemy macierzą wpływu \mathbf{D}^ε i wektorem prawej strony $\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}^L$.

$$\mathbf{D}^\varepsilon \boldsymbol{\phi}^0 = \boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}^L. \quad (5.65)$$

2. Zadanie drugie polega na policzeniu współczynników tłumienia β_i , w wybranych elementach, za pomocą równania (5.45b). Jeżeli znamy odpowiedź konstrukcji w każdym elemencie ε_i , równanie (5.45b) rozprzega się na układ równań liniowych z jedną niewiadomą:

$$-i\omega\beta_i\varepsilon_i = \phi_i^0, \quad i = 1, 2, \dots, N_{el}. \quad (5.66)$$

Etap pierwszy: identyfikacja możliwych dystorsji za pomocą SVD.

Pierwszym etapem jest rozwiązanie równań (5.65) za pomocą metody rozkładu macierzy względem wartości szczególnych (ang. *Singular Value Decomposition*, SVD) w celu znalezienia możliwych dystorsji wirtualnych ϕ^0 , czyli takich, które spełniają równanie (5.65) w sensie najmniejszych kwadratów.

Macierz \mathbf{D}^ϵ jest zwykle macierzą osobliwą ze względu na statyczną niewyznaczalność konstrukcji, zatem liczba rozwiązań jest nieskończona. Oznacza to, że zadanie takie jest niejednoznaczne i posiada wiele rozwiązań dokładnych spełniających równanie (5.65). Wśród tych rozwiązań tylko jedno odpowiada rzeczywistej modyfikacji. W następnym kroku rozwiązania zawężamy do obszaru rozwiązań znalezionych przez SVD. Rozkład macierzy \mathbf{D}^ϵ za pomocą SVD zapisujemy jako:

$$\mathbf{D}^\epsilon = \mathbf{U}\mathbf{\Sigma}\mathbf{V}^H, \quad (5.67)$$

gdzie $\mathbf{\Sigma}$ jest macierzą diagonalną z wartościami własnymi macierzy \mathbf{D}^ϵ uszeregowanymi malejąco. Macierze \mathbf{U} i \mathbf{V} są macierzami o wartościach zespolonych. Macierz \mathbf{V}^H oznacza transponowaną sprzężoną macierz \mathbf{V} .

Rozwiązanie ϕ^{SVD} można wyznaczyć za pomocą pseudoinwersji Moore'a-Penrose'a macierzy \mathbf{D}^ϵ . Rozwiązanie ma postać:

$$\phi^{SVD} = \mathbf{V}\mathbf{\Sigma}^+\mathbf{U}^H\mathbf{b}, \quad (5.68)$$

gdzie $\mathbf{\Sigma}^+$ jest macierzą diagonalną na bazie macierzy $\mathbf{\Sigma}$ utworzoną poprzez zastąpienie wszystkich niezerowych elementów przez elementy odwrotnymi: $\mathbf{\Sigma}^+ = [\text{diag}(1/\omega_j)]$. Jeżeli wartości szczególne są zerowe lub bliskie zeru $\omega_j \approx 0$, wówczas w powyższym równaniu wstawiamy $\frac{1}{0} = 0$, ponieważ szukamy rozwiązania o najmniejszej normie. Po rozwiązaniu zadania przy pomocy rozkładu SVD otrzymujemy wektor rozwiązań ϕ^0 . Nie zawsze jednak będzie to rozwiązanie rzeczywiste, czyli takie, które odpowiada rzeczywistości zadanym modyfikacjom. W przypadku gdy macierz \mathbf{D}^ϵ jest macierzą osobliwą, będzie ona przeprowadzała wektor ϕ^0 z jednej przestrzeni do przestrzeni o mniejszym wymiarze. Oznacza to, że w przypadku np. macierzy jednokrotnie osobliwej tracimy informacje o jednym wymiarze. Niemniej jednak SVD pozwala na znalezienie rozwiązania o najmniejszej normie. Ponieważ w praktyce będziemy mieli do czynienia tylko z zadaniami, w których \mathbf{D}^ϵ jest macierzą osobliwą, to kolejnym krokiem po otrzymaniu rozwiązania metodą SVD jest znalezienie rozwiązania rzeczywistego spośród rozwiązań możliwych.

Disponujemy wektorem rozwiązań SVD jak również macierzą \mathbf{V}^H z rozkładu macierzy \mathbf{D}^ϵ . Rozwiązanie dokładne jest sumą rozwiązania otrzymanego z SVD

i kombinacji liniowej wektorów powstałych przez wyjęcie tych kolumn z macierzy \mathbf{V} , które odpowiadają zerowym lub bliskim zeru wartościom ω_j . Tworzymy więc w ogólności nową macierz \mathbf{W} , która powstaje z wybranych kolumn macierzy \mathbf{V} . Reasumując, dystorsje wirtualne można wyrazić następująco:

$$\phi^0 = \phi^{SVD} + \mathbf{W}\alpha, \quad (5.69)$$

gdzie wektor α jest dowolnym wektorem zawierającym liczby zespolone, natomiast ϕ^{SVD} jest rozwiązaniem równania (5.65) w sensie najmniejszych kwadratów. Macierz \mathbf{W} jest podmacierzą macierzy \mathbf{V} utworzoną z kolumn, które odpowiadają wyzerowanym wartościom osobliwym. Wektor α tworzy liniową kombinację kolumn macierzy \mathbf{W} .

Etap drugi: obliczenie współczynników tłumienia materiałowego. Dysponując dystorsjami wirtualnymi obliczonymi ze wzoru (5.69), parametry tłumienia w poszczególnych elementach β_i mogą być otrzymane z wyrażenia (5.66). Wszystkie współczynniki β_i muszą być liczbami rzeczywistymi, dlatego z układu równań zespolonych (5.66) otrzymujemy dwukrotnie większy układ równań rzeczywistych:

$$\beta_i = -\operatorname{Re} \frac{\phi_i^{SVD} + \sum_j W_{ij}\alpha_j}{i\omega\varepsilon_i}, \quad (5.70)$$

$$0 = -\operatorname{Im} \frac{\phi_i^{SVD} + \sum_j W_{ij}\alpha_j}{i\omega\varepsilon_i}, \quad (5.71)$$

gdzie α_j jest dowolnym wektorem zespolonym i wraz z współczynnikami tłumienia β_i spełnia układ równań rzeczywistych. Układ ten można zapisać w postaci:

$$\begin{bmatrix} \operatorname{Re} \mathbf{W} & -\operatorname{Im} \mathbf{W} & -\omega \operatorname{diag} \operatorname{Im} \varepsilon \\ \operatorname{Im} \mathbf{W} & \operatorname{Re} \mathbf{W} & \omega \operatorname{diag} \operatorname{Re} \varepsilon \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \operatorname{Re} \alpha \\ \operatorname{Im} \alpha \\ \beta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\operatorname{Re} \phi^{SVD} \\ -\operatorname{Im} \phi^{SVD} \end{bmatrix}. \quad (5.72)$$

Układ równań (5.72) ma $2N_{el}$ równań i $N_{el} + 2N_s$ rzeczywistych niewiadomych, gdzie N_{el} oznacza liczbę rozważanych współczynników tłumienia z indeksem i natomiast N_s oznacza liczbę zerowanych wartości własnych z indeksem j z równania (5.67).

5.4 Wirtualna izolacja podstruktur i lokalne monitorowanie

Badania w dziedzinie monitorowania stanu technicznego konstrukcji oraz praktyczne zastosowania opracowanych technik często dotyczą dużych specjali-

zowanych konstrukcji, takich jak mosty, wieżowce, zapory itp. Tego typu konstrukcje trudno jest monitorować przy wykorzystaniu globalnych metod niskoczęstotliwościowych z przynajmniej czterech następujących przyczyn:

1. *Dokładność i wiarygodność parametrycznego modelu numerycznego.* Warunki brzegowe i nieliniowe charakterystyki konstrukcji rzeczywistych są często trudne do modelowania, co zwykle przejawia się w małej dokładności globalnych modeli parametrycznych monitorowanych konstrukcji, włączając w to modele elementów skończonych.
2. *Słaba zbieżność numeryczna.* Globalna identyfikacja w złożonych konstrukcjach często wiąże się za słabą zbieżnością. Jest to spowodowane dużą liczbą niezależnych zmiennych, które należy jednocześnie zidentyfikować oraz związanym z tym znacznym złym uwarunkowaniem numerycznym zadania, która wydaje się typowa dla wszystkich odwrotnych problemów identyfikacji parametrycznej.
3. *Duża liczba czujników* niezbędna dla zagwarantowania jednoznaczności wyników globalnej identyfikacji. Wynika ona z dużej liczby identyfikowanych parametrów oraz niewielkiej wrażliwości globalnej odpowiedzi na lokalne modyfikacje konstrukcji.
4. *Nieznane wymuszenia.* Globalna odpowiedź konstrukcji zależy często od wymuszeń, które są nieznane i niemożliwe do bezpośredniego zmierzenia lub scharakteryzowania.

W wyniku powyższych problemów, jest tendencja do używania podczas monitorowania dużych rzeczywistych konstrukcji zazwyczaj metod typu rozpoznanie wzorca (ang. *pattern recognition*), którym – pomimo ich wszystkich zalet – często brakuje dokładności i fizyczności metod wykorzystujących parametryczny model numeryczny.

W praktyce jednak często jedynie fragmenty konstrukcji są podatne na uszkodzenia i wymagają monitorowania. Sugeruje to, że w wielu praktycznych zastosowaniach jedynie małe lokalne podstruktury globalnej konstrukcji są istotne i wymagają systemu monitorującego. Takie podstruktury posiadają wielokrotnie mniej istotnych parametrów i czynników, które należy zidentyfikować lub scharakteryzować, co powinno znacznie ułatwić ich lokalną analizę i monitorowanie w porównaniu do podejść globalnych. W takich wypadkach pożądanym byłoby zastosowanie typowych metod globalnego monitorowania na poziomie lokalnym, to jest na poziomie istotnych podstruktur. Metody tego typu powinny umożliwiać wyeliminowanie efektów pochodzących z pozostałych części konstrukcji.

5.4.1 Metody separacji podstruktur

W dotychczasowej literaturze można znaleźć niewielką liczbę metod monitorowania i identyfikacji lokalnej; wszystkie one modelują wpływ pozostałych części konstrukcji w postaci nieznanymi uogólnionych sił brzegowych oddziałujących na brzeg podstruktury i identyfikują te siły jednocześnie z lokalnymi uszkodzeniami. Można je wszystkie określić mianem metod *separacji podstruktury* (ang. *substructure separation*), ponieważ monitorowana podstruktura nie jest izolowana od wpływów zewnętrznych: pozostaje sprzężona z zewnętrzną częścią konstrukcji poprzez nieznanymi uogólnione siły brzegowe. Takie podejście sprowadza problem lokalnego monitorowania do problemu jednoczesnej identyfikacji sił wymuszających i uszkodzeń posiadającego szereg istotnych ograniczeń:

1. rozwiązywany jest on w niestandardowym i czasochłonnym procesie optymalizacji naprzemiennej,
2. wymaga dokładnej znajomości parametrycznego modelu monitorowanej podstruktury oraz
3. uniemożliwia zastosowanie na poziomie lokalnym typowych, dobrze znanych metod globalnego monitorowania konstrukcji.

Najistotniejsze wydaje się trzecie ograniczenie: pożądane byłoby opracowanie takiej metody analizy lokalnej, która pozwoliłaby na bezpośrednie zastosowanie na lokalnym poziomie monitorowanych podstruktur każdej standardowej metody monitorowania globalnego.

5.4.2 Metoda wirtualnej izolacji podstruktur

Podstawy metody lokalnego monitorowania można znaleźć w szeregu publikacjach [51–63], w których zaproponowano i zweryfikowano metodę *izolacji podstruktury* pozbawioną istotnych wad metod dotychczasowych: zamiast sprzęgać monitorowaną podstrukturę z resztą konstrukcji wymagającymi identyfikacji uogólnionymi siłami brzegowymi, opracowana metoda eliminuje numerycznie wszelkie zewnętrzne wpływy ze zmierzonej odpowiedzi podstruktury. Tak spreparowana odpowiedź jest odpowiedzią podstruktury, *tak jakby* była ona fizycznie odizolowana od pozostałej części konstrukcji globalnej, stanowiła całkowicie od niej niezależną samodzielną konstrukcję i odpowiadała jedynie na wymuszenia wewnętrzne. Obliczona odpowiedź izolowanej podstruktury może więc być użyta z każdą ze standardowych metod monitorowania stanu technicznego. W odróżnieniu od metod separacji podstruktur, opracowana metoda rozbija zadanie monitorowania stanu technicznego podstruktur na dwa etapy:

1. *etap izolacji*, podczas którego ze zmierzonej odpowiedzi podstruktury numerycznie usuwa się wpływy pozostałej części konstrukcji, oraz
2. *etap lokalnego monitorowania*, w którym obliczoną odpowiedź izolowanej podstruktury wykorzystuje się z dowolną ze standardowych metod opracowanych pierwotnie do monitorowania stanu technicznego konstrukcji globalnej.

Proces izolacji sprowadza się do umieszczenia w brzegowych stopniach swobody podstruktury wirtualnych podpór (fizycznie implementowanych przez czujniki). Wirtualne podpory są modelowane przez pseudoobciążenia równe ich siłom reakcji i identyfikowane poprzez rozwiązanie problemu odwrotnego typu II (identyfikacji obciążeń). Odpowiedź izolowanej podstruktury oblicza się przy wykorzystaniu wyłącznie zmierzonych odpowiedzi podstruktury rzeczywistej, bez konieczności tworzenia jakiegokolwiek jej parametrycznego modelu. W tym celu wykorzystuje się nieparametryczną bibliotekę potencjalnych efektów wywieranych przez pozostałą część konstrukcji na monitorowaną podstrukturę, która składa się ze zbioru eksperymentalnie zarejestrowanych odpowiedzi podstruktury rzeczywistej na zbiór niezależnych wymuszeń zewnętrznych o liczebności nie mniejszej niż liczba istotnych brzegowych stopni swobody. Opracowana metoda wymaga założenia liniowości monitorowanej podstruktury, natomiast pozostała część globalnej konstrukcji może odpowiadać nieliniowo lub niesprężysto, może też mieć charakterystyki zmienne w czasie lub po prostu nieznaną.

5.4.3 Podpory wirtualne

Metoda izolacji podstruktur opiera się na pojęciu wirtualnej podpory, które można wprowadzić za pomocą ogólnej metodologii metody dystorsji wirtualnych (ang. *virtual distortion method*, VDM). Podstawową koncepcją VDM jest modelowanie efektów lokalnych modyfikacji za pomocą równoważnych pseudo obciążeń lub dystorsji wirtualnych. To samo podejście można wykorzystać w celu modelowania modyfikacji innych niż sztywność lub masa konstrukcji, tzn. wirtualnej podpory. Wirtualna podpora jest modelowana za pomocą pseudo obciążenia równego uogólnionym siłom reakcji podpory, które pojawiłyby się, gdyby konstrukcja była podparta fizycznie. Takie pseudo obciążenie równoważne podporze można znaleźć wykorzystując naturalny warunek występowania zerowej odpowiedzi we wszystkich wirtualnie podpartych stopniach swobody.

Wymuszenia i odpowiedzi. W celu obliczenia odpowiedzi wirtualnie podpartej konstrukcji na zewnętrzne wymuszenie $\mathbf{f}(t)$ wykorzystuje się zmierzone

odpowiedzi oryginalnej niezmodyfikowanej (niepodpartej) konstrukcji. Odpowiedzi te są generowane eksperymentalnie za pomocą dwóch typów wymuszeń i mierzone za pomocą dwóch typów czujników. Wymuszenia można podzielić na:

1. *Wymuszenia izolacyjne*, które przykłada się we wszystkich stopniach swobody przeznaczonych do wirtualnego podparcia.
2. *Wymuszenia podstawowe*, którym jest wymuszenie zewnętrzne $\mathbf{f}(t)$.

Odpowiedzi na powyższe wymuszenia mierzone są za pomocą dwóch grup czujników:

1. *Czujniki izolacyjne*, którymi mogą być dowolne liniowe czujniki (przemieszczenia, prędkości, przyspieszenia) umieszczone we wszystkich stopniach swobody przeznaczonych do wirtualnego podparcia.
2. *Czujniki podstawowe*, którymi mogą być dowolne czujniki liniowe umieszczone w konstrukcji w celu pomiaru jej odpowiedzi.

Celem analizy jest obliczenie odpowiedzi na wymuszenie podstawowe, która zostałaby zmierzona przez czujniki podstawowe, gdyby konstrukcja była rzeczywiście (fizycznie) podparta. W związku z tym określenie „izolacyjne” używane w odniesieniu do wymuszeń i czujników oznacza, że są one używane w celu numerycznego wyzerowania odpowiedzi we wszystkich stopniach swobody przeznaczonych do wirtualnego podparcia. Wymuszenia, zarówno podstawowe, jak i izolacyjne, nie muszą być ani znane, ani mierzone podczas analizy.

Ponieważ są dwa typy wymuszeń oraz dwa typy czujników, mierzy się w sumie cztery rodzaje odpowiedzi. Odpowiedzi są oznaczone w sposób przedstawiony w tabeli 5.3. Zauważmy, że $\mathbf{u}^L(t)$ oraz $\mathbf{a}^L(t)$ są wektorami, podczas gdy $\mathbf{B}^{up}(t)$ oraz $\mathbf{B}^{ap}(t)$ są macierzami.

Tabela 5.3. Podpory wirtualne: cztery typy mierzonych odpowiedzi.

Rodzaj czujnika	Wymuszenie	
	podstawowe $\mathbf{f}(t)$	izolacyjne*
Czujniki podstawowe	$\mathbf{u}^L(t)$	$\mathbf{B}^{up}(t)$
Czujniki izolacyjne*	$\mathbf{a}^L(t)$	$\mathbf{B}^{ap}(t)$

*Przyłożone/umieszczone w stopniach swobody przeznaczonych do wirtualnego podparcia.

Impulsowe wymuszenia izolacyjne. Załóżmy, że wszystkie odpowiedzi wymienione w tabeli 5.3 są eksperymentalnie zmierzone i dostępne. Wirtualne podpory są modelowane za pomocą wektora pseudo obciążeń $\mathbf{p}^0(t)$, które są

przyłożone we wszystkich stopniach swobody przeznaczonych do wirtualnego podparcia i które by były równe uogólnionych siłom reakcji podpór fizycznych, gdyby konstrukcja rzeczywiście była podparta. Wektor pseudo obciążeń $\mathbf{p}^0(t)$ jest nieznanym i musi być obliczony. Przy założeniu liniowości konstrukcji oraz zerowych warunków początkowych, modelowaną odpowiedź konstrukcji wirtualnie podpartej można wyrazić w postaci:

$$\mathbf{a}(t) = \mathbf{a}^L(t) + \int_0^t \mathbf{B}^{\text{ap}}(t - \tau) \mathbf{p}^0(\tau) d\tau, \quad (5.73a)$$

$$\mathbf{u}(t) = \mathbf{u}^L(t) + \int_0^t \mathbf{B}^{\text{up}}(t - \tau) \mathbf{p}^0(\tau) d\tau, \quad (5.73b)$$

gdzie wektory $\mathbf{a}(t)$ i $\mathbf{u}(t)$ są odpowiednikami wektorów $\mathbf{a}^L(t)$ i $\mathbf{u}^L(t)$, a więc oznaczają odpowiedzi czujników odpowiednio izolacyjnych i podstawowych. Przy (tymczasowym) założeniu, że wymuszenia izolacyjne mają charakter impulsowy, macierze $\mathbf{B}^{\text{up}}(t)$ oraz $\mathbf{B}^{\text{ap}}(t)$ zawierają funkcje odpowiedzi impulsowych konstrukcji rzeczywistej. W notacji operatorowej, równanie (5.73) przyjmuje postać dwóch dużych układów liniowych:

$$\mathbf{a}(t) = \mathbf{a}^L(t) + (\mathcal{B}^{\text{ap}} \mathbf{p}^0)(t), \quad (5.74a)$$

$$\mathbf{u}(t) = \mathbf{u}^L(t) + (\mathcal{B}^{\text{up}} \mathbf{p}^0)(t), \quad (5.74b)$$

gdzie \mathcal{B}^{ap} i \mathcal{B}^{up} oznaczają odpowiednie macierzowe operatory splotu. Jeśli pseudo obciążeniom $\mathbf{p}^0(t)$ przypiszemy przebiegi poprawnie modelujące efekty podpór w rozpatrywanych stopniach swobody, odpowiedzi czujników izolacyjnych na wymuszenie podstawowe muszą być zerowe, ponieważ mierzone są w podpartych stopniach swobody. Innymi słowy, w poprawnie podpartej konstrukcji $\mathbf{a}(t) = \mathbf{0}$ a więc równoważne pseudo obciążenie można znaleźć za pomocą równania (5.74a) poprzez rozwiązanie następującego układu liniowego:

$$(\mathcal{B}^{\text{ap}} \mathbf{p}^0)(t) = -\mathbf{a}^L(t), \quad (5.75)$$

które jest w istocie równaniem identyfikacji obciążenia wyrażonym w postaci liniowego systemu całkowych równań Volterra. Jego zdyskretyzowana wersja może być efektywnie rozwiązana za pomocą regularyzujących metod iteracyjnych, takich jak CGLS (ang. *conjugate gradient least squares*). Rozwiązanie można

symbolicznie przedstawić za pomocą pseudo odwrotności operatora splotu w postaci:

$$\mathbf{p}^0(t) = - \left([\mathbf{B}^{\text{ap}}]^+ \mathbf{a}^{\text{L}} \right) (t), \quad (5.76)$$

gdzie wykładnik $+$ oznacza zregularyzowaną pseudo odwrotność operatora. Po obliczeniu pseudo obciążenia równoważnego podporom, modelowane odpowiedzi konstrukcji wirtualnie podpartej oblicza się za pomocą równania (5.74b), które – po podstawieniu $\mathbf{p}^0(t)$ – przyjmuje następującą postać:

$$\mathbf{u}(t) = \mathbf{u}^{\text{L}}(t) - \left(\mathbf{B}^{\text{up}} [\mathbf{B}^{\text{ap}}]^+ \mathbf{a}^{\text{L}} \right) (t). \quad (5.77)$$

Nieimpulsowe wymuszenia izolacyjne. Przedstawiony powyżej sposób obliczania odpowiedzi konstrukcji podpartej wirtualnie, wyrażonej poprzez równanie (5.77), opiera się na założeniu impulsowości wykorzystanych wymuszeń izolacyjnych. Idealne wymuszenia impulsowe w praktyce nie istnieją. Założenie impulsowości można jednak znacząco osłabić, co zwiększa praktyczną stosowalność opracowanej metody. W zasadzie, jeśli znane są nieimpulsowe wymuszenia izolacyjne $q_i(t)$, gdzie i indeksuje stopnie swobody przeznaczone do wirtualnego podparcia, oraz odpowiednie zmierzone odpowiedzi $\mathbf{B}^{\text{ap}}(t)$ i $\mathbf{B}^{\text{up}}(t)$, nieznane funkcje odpowiedzi impulsowej można otrzymać poprzez wykonanie szeregu źle uwarunkowanych zdań rozwikłania splotu. Jednakże zmierzone odpowiedzi na nieimpulsowe wymuszenia izolacyjne można również bezpośrednio wykorzystać, jeśli tylko pseudo obciążenia zostaną teoretycznie przedstawione w postaci splotu rzeczywiście zastosowanego wymuszenia nieimpulsowego $q_i(t)$, które muszą spełniać $q_i(t) = 0$ dla $t \leq 0$, z pewnymi nieznanymi funkcjami $p_i(t)$:

$$p_i^0(t) = (q_i * p_i)(t) = \int_0^t q_i(t - \tau) p_i(\tau) d\tau. \quad (5.78)$$

Powyższe równanie można wyrazić w notacji operatorowej jednocześnie dla wszystkich indeksów i w postaci:

$$\mathbf{p}^0(t) = (\mathbf{Q}\mathbf{p})(t), \quad (5.79)$$

w której \mathbf{Q} oznacza odpowiedni przekątniowy macierzowy operator splotu. W rezultacie, zależność (5.74) przyjmuje następującą postać:

$$\mathbf{a}(t) = \mathbf{a}^{\text{L}}(t) + (\mathbf{B}^{\text{ap}}\mathbf{p})(t), \quad (5.80a)$$

$$\mathbf{u}(t) = \mathbf{u}^{\text{L}}(t) + (\mathbf{B}^{\text{up}}\mathbf{p})(t). \quad (5.80b)$$

W powyższym równaniu, w porównaniu do zależności (5.74), zastosowano następujące podstawienia:

$$\mathbf{B}^{\text{ap}} \leftarrow \mathbf{B}^{\text{ap}} \mathbf{Q}, \quad \mathbf{B}^{\text{up}} \leftarrow \mathbf{B}^{\text{up}} \mathbf{Q}. \quad (5.81)$$

W obu wypadkach \mathbf{B}^{ap} i \mathbf{B}^{up} są macierzowymi operatorami splotu ze zmierzonymi odpowiedziami konstrukcji rzeczywistej (zmierzonej odpowiednio czujnikami izolacyjnymi oraz czujnikami podstawowymi) na wymuszenia izolacyjne, które mogą mieć charakter impulsowy (jak w równaniu 5.74) lub nieimpulsowy (jak w równaniu (5.80)). Równanie (5.80) prowadzi do zależności:

$$\mathbf{u}(t) = \mathbf{u}^{\text{L}}(t) - \left(\mathbf{B}^{\text{up}} [\mathbf{B}^{\text{ap}}]^+ \mathbf{a}^{\text{L}} \right) (t), \quad (5.82)$$

które jest formalnie tej samej postaci jak równanie (5.77). Należy zauważyć, że operator \mathbf{Q} nie pojawia się bezpośrednio w równaniach (5.80) i (5.82), a więc nie ma potrzeby pomiarów zastosowanych wymuszeń izolacyjnych $q_i(t)$. Mimo tego, charakterystyka tych wymuszeń wpływa na własności operatora \mathbf{B}^{ap} , którego odwrotność pojawia się w równaniu (5.82), a więc i na dokładność wyników. A zatem wymuszenia izolacyjne należy wybrać z rozwagą: parę praktycznych uwag umieszczono w podsekcji 5.4.5. W praktyce, quasi-impulsowe wymuszenia, np. młotkiem modalnym, zazwyczaj dają dobre rezultaty.

Obliczenia w dziedzinie częstości. Powyżej przedstawione obliczenia są przeprowadzane w dziedzinie czasu. Równania (5.80) są dużym układem całkowych równań Volterry, a wzór (5.82) wymaga rozwiązania takiego układu. W dziedzinie czasu takie obliczenia mogą być czasochłonne, ponieważ sprowadzają się do znalezienia rozwiązania dużego, źle uwarunkowanego numerycznie układu liniowego powstałego poprzez dyskretyzację układu równań całkowych Volterry o wymiarach proporcjonalnych do rozpatrywanej liczby kroków czasowych. Ta trudność znacznie ogranicza długość odcinka czasowego, który może być uwzględniany w pomiarach. Problem można jednak sformułować i rozwiązać w dziedzinie czasu, co pozwala na znaczne zwiększenie efektywności numerycznej: dopuszczalne są dłuższe odcinki czasowe, a rozwiązanie obliczane jest i tak szybciej. Wyprowadzenia dwóch powyższych Części raportu można powtórzyć w dziedzinie częstości w sposób analogiczny. Konwencja notacyjna tabeli 5.3 jest utrzymana, z wyjątkiem tego, że odpowiedzi są wyrażone poprzez dwie zespolone amplitudy i są zależne od częstości ω zamiast od czasu t . W dziedzinie częstości odpowiednikami zależności (5.74) są więc:

$$\mathbf{a}(\omega) = \mathbf{a}^{\text{L}}(\omega) + \mathbf{B}^{\text{ap}}(\omega) \mathbf{p}^0(\omega), \quad (5.83a)$$

$$\mathbf{u}(\omega) = \mathbf{u}^{\text{L}}(\omega) + \mathbf{B}^{\text{up}}(\omega) \mathbf{p}^0(\omega), \quad (5.83b)$$

gdzie wektor pseudo obciążeń $\mathbf{p}^0(\omega)$ modelujący siły reakcji podpór jest wyrażony w dziedzinie częstości oraz $\mathbf{B}^{\text{ap}}(\omega)$ i $\mathbf{B}^{\text{up}}(\omega)$ są macierzami zespolonymi. W odróżnieniu od zależności (5.74), która jest jednym dużym układem całkowych równań Volterry, zależność (5.83) staje się dyskretnym układem liniowym o ograniczonych rozmiarach, innym dla każdej częstości ω . A zatem odpowiednik wzoru (5.75) w dziedzinie częstości:

$$\mathbf{B}^{\text{ap}}(\omega)\mathbf{p}^0(\omega) = -\mathbf{a}^{\text{L}}(\omega), \quad (5.84)$$

jest dyskretnym układem liniowym o niewielkich rozmiarach (liczba nieznanych jest równa liczbie stopni swobody przeznaczonych do wirtualnego podparcia), który musi być wielokrotnie rozwiązany, to jest oddzielnie dla każdej częstości ω . Ostatecznie, zależność (5.82) w dziedzinie częstości przyjmuje następującą postać:

$$\mathbf{u}(\omega) = \mathbf{u}^{\text{L}}(\omega) - \mathbf{B}^{\text{up}}(\omega) [\mathbf{B}^{\text{ap}}(\omega)]^+ \mathbf{a}^{\text{L}}(\omega), \quad (5.85)$$

gdzie $-[\mathbf{B}^{\text{ap}}(\omega)]^+ \mathbf{a}^{\text{L}}(\omega)$ jest rozwiązaniem równania (5.84) wyrażonym tutaj za pomocą (numerycznie zregulowanej) pseudo odwrotności, które jednak można obliczyć dowolnym sposobem. W praktyce, nawet wielokrotne rozwiązanie (5.84) obliczane jest w znacznie krótszym czasie, niż pojedyncze rozwiązanie układu całkowego (5.75). Obliczenia stają się jeszcze krótsze, jeśli jedynie ograniczona liczba częstości ω leży w zasięgu zainteresowań zamiast pełnego spektrum modelowanej odpowiedzi.

Należy również zauważyć, że odpowiedzi w dziedzinie częstości na wymuszenia izolacyjne można relatywnie szybko znaleźć na podstawie zarejestrowanych odpowiedzi w dziedzinie czasu poprzez wykonanie (i podzielenie przez siebie) transformat Fouriera odpowiadających sobie wymuszeń i odpowiedzi. W związku z tym w każdym stopniu swobody przeznaczonym do wirtualnego podparcia można zastosować jedynie pojedyncze wymuszenie izolacyjne; nie ma potrzeby wielokrotnych pomiarów z wymuszeniami harmonicznymi. W praktyce wszystkie pomiary są jednak dyskretne i mają skończoną długość, a więc podczas implementacji należy użyć szybkiej transformaty Fouriera (FFT) razem z odpowiednim oknem czasowym (wykładniczym).

5.4.4 Izolacja wirtualna

W poprzedniej części opisano sposób obliczania odpowiedzi wirtualnie podpartej konstrukcji rzeczywistej. Szereg podpór wirtualnych można umieścić we wszystkich brzegowych stopniach swobody pewnej podstruktury konstrukcji

w celu wyeliminowania wszystkich zewnętrznych wpływów ze zmierzonej odpowiedzi podstawowej tej podstruktury. Tego typu podejście umożliwia pełna *wirtualną izolację* podstruktury.

Bezpośrednie zastosowanie powyżej opisanych podpór wirtualnych może skutkować trzema potencjalnymi trudnościami, które mogłyby znacznie utrudnić praktyczne zastosowania metody izolacji w rzeczywistych wypadkach:

1. konstrukcja globalna musi być liniowa,
2. wymuszenia izolacyjne należy przyłożyć we wszystkich brzegowych stopniach swobody,
3. wirtualne podpory wymagają pomiaru przemieszczeń (prędkości lub przyspieszeń) w podpieranych stopniach swobody.

Jak opisano poniżej, wszystkie te ograniczenia można znacznie złagodzić, w wyniku czego:

1. Tylko podstruktura musi być liniowa, podczas gdy konstrukcja globalna (poza izolowaną podstrukturą) może mieć własności nieliniowe, elastoplastyczne, zmienne w czasie lub po prostu nieznane.
2. Wymuszenia izolacyjne można przyłożyć w brzegowych stopniach swobody lub w dowolnym miejscu poza izolowaną podstrukturą (ale nie w jej wewnętrznych stopniach swobody).
3. Oprócz zamocowanego brzegu podstruktury, modelowanego podporami wirtualnymi (tj. wirtualnie zablokowanymi stopniami swobody), w podsekcji 5.4.3 wprowadzone są „wirtualne podpory swobodne” w celu modelowania swobodnego brzegu podstruktury. Takie podpory wymagają pomiarów odkształcenia¹ zamiast pomiarów przemieszczeń (prędkości lub przyspieszeń), co w praktyce może być łatwiejsze, w szczególności w rotacyjnych stopniach swobody. Standardowe i swobodne podpory wirtualne mogą być jednocześnie użyte w różnych stopniach swobody jednego węzła w celu modelowania jego wirtualnych podpór różnych typów (np. pełne utwierdzenie lub jedynie podparcie).

Oznaczenia. W wypadku izolacji używane są w zasadzie te same oznaczenia, co w wypadku podpór wirtualnych. Wymuszenia są więc podzielone na:

1. *Wymuszenia izolacyjne*, które należy przyłożyć w brzegowych stopniach swobody izolowanej wirtualnie podstruktury lub w zewnętrznych stopniach swobody (tzn. poza podstrukturą). Liczba wymuszeń izolacyjnych

¹W ogólności należy zmierzyć wielkość proporcjonalną do uogólnionych sił wewnętrznych. Przy założeniu liniowości podstruktury może to być właśnie odkształcenie.

nie może być mniejsza niż liczba brzegowych stopni swobody. Wymuszenia izolacyjne nie muszą być impulsowe; każde z nich – z punktu widzenia podstruktury i procesu wirtualnej izolacji – jest równoważne wektorowi $\mathbf{q}_i^I(t)$ uogólnionych sił brzegowych wymuszających podstrukturę.

2. *Wymuszenie podstawowe*, którym jest zewnętrzne wymuszenie $\mathbf{f}(t)$ przyłożone wewnątrz rozpatrywanej podstruktury.

Podstawową różnicą w porównaniu do podpór wirtualnych jest to, że wymuszenia izolacyjne można umieścić również poza podpieranym brzegiem podstruktury. Jest to możliwe, ponieważ odpowiedź konstrukcji zewnętrznej (w stosunku do podstruktury) można pominąć, natomiast dla izolowanej podstruktury każde wymuszenie izolujące jest równoważne pewnemu wektorowi $\mathbf{q}_i^I(t)$ uogólnionych sił brzegowych wymuszających wszystkie brzegowe stopnie swobody podstruktury (swobodnie podpartej). Innymi słowy, odpowiedź podstruktury na i -te wymuszenie izolacyjne jest równa odpowiedzi podstruktury (swobodnie podpartej) na brzegowe wymuszenie wektorem $\mathbf{q}_i^I(t)$. Należy również zauważyć, że zależność pomiędzy wymuszeniem izolującym a równoważnym wektorem wymuszeń brzegowych nie musi być liniowa, ponieważ zewnętrzna konstrukcja nie musi być liniowa. Odpowiedzi podstruktury na wymuszenia podstawowe i izolacyjne mierzone są za pomocą czujników dwóch typów:

1. *Czujniki izolacyjne*, które są dowolnymi czujnikami liniowymi (przemieszczenie, prędkość, przyspieszenie) implementującymi standardowe wirtualne podpory i umieszczonymi w brzegowych stopniach swobody.
2. *Czujniki podstawowe*, które są liniowymi czujnikami dowolnego typu znajdującymi się wewnątrz rozpatrywanej podstruktury.

Celem wirtualnej izolacji jest obliczenie odpowiedzi na wymuszenie podstawowe, która byłaby zmierzona przez czujniki podstawowe, gdyby podstruktura była fizycznie odizolowana od reszty konstrukcji globalnej². Tak jak poprzednio, są dwa typy wymuszeń i czujników, więc mierzone odpowiedzi są czterech rodzajów (por. tabela 5.4).

Izolacja w dziedzinie czasu. Podstrukturę izoluje się wirtualnie poprzez umieszczenie wirtualnych podpór (standardowych³) we wszystkich jej brzegowych stopniach swobody. Podpory są modelowane za pomocą wektora pseudo obciążeń $\mathbf{p}^0(t)$, który byłby równy uogólnionym siłom reakcji podpór, gdyby

²W wypadku, gdyby wszystkie brzegowe stopnie swobody były albo swobodne, albo zablokowane, zgodnie z zamierzonym typem wirtualnej podpory.

³Wirtualne podpory swobodne i różne typy wirtualnych podpór węzłowych są wprowadzone w podrozdziale 5.4.3.

Tabela 5.4. Izolacja wirtualna: cztery typy mierzonej odpowiedzi.

Rodzaj czujnika	Wymuszenie	
	podstawowe* $\mathbf{f}(t)$	izolacyjne**
Czujniki podstawowe*	$\mathbf{u}^L(t)$	$\mathbf{B}^{\text{up}}(t)$
Czujniki izolacyjne***	$\mathbf{a}^L(t)$	$\mathbf{B}^{\text{ap}}(t)$

*Przyłożone/umieszczone w wewnętrznym stopniu swobody podstruktury.

**Przyłożone w brzegowych stopniach swobody lub poza brzegiem. Dla podstruktury, każde wymuszenie izolacyjne jest równoważne wektorowi $\mathbf{q}_i^I(t)$ wymuszeń uogólnionymi siłami brzegowymi.

***Umieszczone we wszystkich brzegowych stopniach swobody.

podstruktura była fizycznie podparta. Podobnie jak w wypadku wirtualnych podpór, wektor pseudo obciążeń należy wyrazić w postaci następującego spłotu:

$$\mathbf{p}^0(t) = \sum_i \int_0^t \mathbf{q}_i^I(t - \tau) p_i(\tau) d\tau, \quad (5.86)$$

gdzie i indeksuje wymuszenia izolacyjne, $p_i(t)$ są pewnymi nieznanymi funkcjami, a $\mathbf{q}_i^I(t)$ są uogólnionymi siłami brzegowymi odpowiadającymi i -temu wymuszeniu izolacyjnemu $q_i(t)$, które może być przyłożone w brzegowym stopniu swobody lub gdziekolwiek poza brzegiem. Zależność (5.86) można wyrazić w notacji operatorowej poprzez:

$$\mathbf{p}^0 = \mathcal{Q}^I \mathbf{p}, \quad (5.87)$$

gdzie \mathcal{Q}^I jest odpowiednim macierzowym operatorem spłotu, który – inaczej niż \mathcal{Q} w zależności (5.79) – nie jest przekątniowy. Zakłada się, że rozpatrywana podstruktura jest liniowa. Z jej punktu widzenia, wymuszenia izolacyjne oraz odpowiadające im wymuszenia brzegowe $\mathbf{q}_i^I(t)$ są równoważne. A zatem odpowiedzi czujników podstawowych i izolacyjnych w podpartej podstrukturze można modelować w postaci następującej liniowej kombinacji odpowiedzi zmierzonych oraz spłotów odpowiedzi na wymuszenia izolacyjne:

$$\mathbf{a}(t) = \mathbf{a}^L(t) + (\mathcal{B}^{\text{ap}} \mathbf{p})(t), \quad (5.88a)$$

$$\mathbf{u}(t) = \mathbf{u}^L(t) + (\mathcal{B}^{\text{up}} \mathbf{p})(t), \quad (5.88b)$$

gdzie \mathcal{B}^{ap} i \mathcal{B}^{up} są macierzowymi operatorami spłotu z odpowiedziami na wymuszenia izolacyjne zmierzonymi przez czujniki odpowiednio izolacyjne i podstawowe. Odpowiedzi brzegowych stopni swobody $\mathbf{a}(t)$ powinny być równe zero

w prawidłowo podpartej podstrukturze, a zatem $\mathbf{a}(t) = \mathbf{0}$ i równanie (5.88a) prowadzi do:

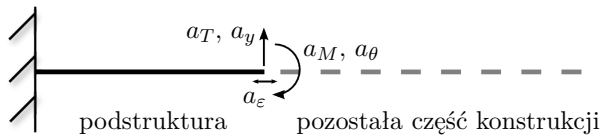
$$(\mathcal{B}^{\text{ap}} \mathbf{p})(t) = -\mathbf{a}^{\text{L}}(t). \quad (5.89)$$

Równania (5.88b) i (5.89) prowadzą do wzoru:

$$\mathbf{u}(t) = \mathbf{u}^{\text{L}}(t) - \left(\mathcal{B}^{\text{up}} [\mathcal{B}^{\text{ap}}]^+ \mathbf{a}^{\text{L}} \right)(t), \quad (5.90)$$

który formalnie jest tej samej postaci, co wzory (5.77) i (5.82). Operator \mathcal{Q}^{I} nie pojawia się bezpośrednio ani w zależności (5.88), ani w (5.90), a więc ani wymuszenia izolacyjne $q_i(t)$, ani równoważne im wymuszenia brzegowe $\mathbf{q}_i^{\text{I}}(t)$, nie muszą być mierzone lub znane. Jednakże charakter i rozmieszczenie wymuszeń izolacyjnych wpływa na własności operatora \mathcal{B}^{ap} , którego odwrotność pojawia się w równaniu (5.90), a więc również na dokładność wirtualnej izolacji. Wymuszenia izolacyjne należy więc wybrać z rozwagą: podstawowe uwagi można znaleźć w podsekcji 5.4.5. W praktyce dobre rezultaty można zazwyczaj otrzymać przy wykorzystaniu wymuszeń młotkiem modalnym.

Swobodne podpory wirtualne. Dotychczas zakładano, że czujniki izolacyjne mierzą przemieszczenie, prędkość lub przyspieszenie w brzegowych stopniach swobody. Ich odpowiedzi są numerycznie zerowane w wirtualnie podpartej podstrukturze, w wyniku czego ma ona wirtualnie zamocowany brzeg, tzn. wszystkie jej brzegowe stopnie swobody są wirtualnie zablokowane standardowymi wirtualnymi podporami. Oprócz standardowej podpory wirtualnej w celu izolacji wykorzystać można również wirtualne „podpory swobodne” w celu modelowania swobodnych warunków brzegowych izolowanej podstruktury i innych typów podpór węzłowych. Jako przykład wirtualnej izolacji weźmy pod uwagę dwuwymiarową belkę. Konstrukcja jest przedstawiona na rys 5.11 razem z izolowaną podstrukturą oraz istotnymi wielkościami fizycznymi jej brzegu (wewnętrzna siła tnąca $a_T(t)$, wewnętrzny moment zginający $a_M(t)$, przemieszczenie pionowe $a_y(t)$, obrót $a_\theta(t)$ i odkształcenie $a_\varepsilon(t)$). Przesunięcia osiowe oraz wewnętrzne

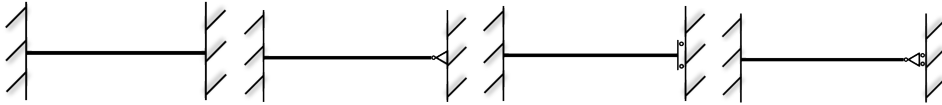


Rysunek 5.11. Podstruktura dwuwymiarowej belki (przesunięcia osiowe są pominięte).

na siła osiowa są tymczasowo pominięte w celu zachowania jasności wyводу: przy założeniu ich zerowości odkształcenie $a_\varepsilon(t)$ (mierzone poza osią neutralną belki) jest proporcjonalne do momentu zginającego $a_M(t)$, lecz dużo łatwiejsze do pomiaru. Wymienione wielkości fizyczne można wykorzystać w celu sformułowania czterech różnych typów warunków brzegowych w węźle brzegowym:

$$\text{a. } \begin{cases} 0 = a_y(t), \\ 0 = a_\theta(t), \end{cases} \quad \text{b. } \begin{cases} 0 = a_y(t), \\ 0 = a_\varepsilon(t), \end{cases} \quad \text{c. } \begin{cases} 0 = a_T(t), \\ 0 = a_\theta(t), \end{cases} \quad \text{d. } \begin{cases} 0 = a_T(t), \\ 0 = a_\varepsilon(t), \end{cases} \quad (5.91)$$

gdzie odkształcenie jest wykorzystane w roli ekwiwalentu wewnętrznego momentu zginającego. Warunki (5.91) definiują cztery rodzaje wirtualnych podpór brzegowego węzła, które można wykorzystać w celu wirtualnej izolacji rozpatrywanej podstruktury (por. rys. 5.12). Jak widać, typ wirtualnej podpory brzegowej jest określony poprzez typ zastosowanego czujnika. W praktyce trudno jest zmierzyć wewnętrzną siłę tnącą siłą, a więc zazwyczaj stosowane będą wirtualne podpory typu a i b.



Rysunek 5.12. Cztery typy węzłowych podpór wirtualnych zdefiniowanymi warunkami (5.91) przy pominięciu przemieszczeń osiowych.

W powyższym przykładzie zaniedbano wpływ (a raczej założono zerowanie) przemieszczeń i sił osiowych na brzegu. Jeśli należy je uwzględnić, odkształcenie przestaje być bezpośrednim odpowiednikiem wewnętrznego momentu zginającego. W takim wypadku można umieścić dwa czujniki odkształcenia na przeciwnych stronach belki, w tej samej odległości od jej osi neutralnej: siła osiowa i moment zginający będą wtedy proporcjonalne odpowiednio do sumy i różnicy ich pomiarów.

Dyskretyzacja i stabilność numeryczna. Dla jasności teoretycznej, wszystkie odpowiedzi były dotychczas traktowane jako ciągłe. W rzeczywistych zastosowaniach jednak dane pomiarowe są dyskretne, a więc wszystkie odpowiedzi dane są w postaci wektorów zawierające dane próbkowane w dyskretnych punktach czasowych co Δt . Oznacza to, że podstawowa zależność (5.90) powinna być przedstawiona w zdyskretyzowanej postaci:

$$\mathbf{u} = \mathbf{u}^L - \mathbf{B}^{\text{up}} [\mathbf{B}^{\text{ap}}]^+ \mathbf{a}^L, \quad (5.92)$$

gdzie wektory \mathbf{u} , \mathbf{u}^L i \mathbf{a}^L zawierają zdyskretyzowane odpowiedzi odpowiednich czujników, a macierze \mathbf{B}^{up} i \mathbf{B}^{ap} — przy odpowiednim uporządkowaniu danych — przyjmują postać dużych macierzy blokowych z blokami typu Toeplitza. Dla przykładu, struktura macierzy \mathbf{B}^{ap} w przykładzie eksperymentalnym opisanym poniżej jest przedstawiona na rys. 5.16(a). Macierze tego typu są zwykle skrajnie źle uwarunkowane numerycznie [64, 65], a więc wykładnik $+$ oznacza w zależności (5.92) zregularyzowaną pseudo odwrotność macierzy, którą w mniejszych problemach można obliczyć wprost za pomocą metody obciążenia rozkładu według wartości osobliwych (TSVD) [65–67]. Należy jednak zauważyć, że człon $-\mathbf{B}^{ap}{}^+ \mathbf{a}^L$ jest zregularyzowanym rozwiązaniem następującej zdyskretyzowanej wersji równania (5.89):

$$\mathbf{B}^{ap} \mathbf{p} = -\mathbf{a}^L, \quad (5.93)$$

a więc można go obliczyć w całości za pomocą regularyzacji Tichonowa lub, co może być łatwiejsze w wypadku dużych problemów, za pomocą iteracyjnych metod regularyzujących, takich jak metoda gradientów sprzężonych (CGLS) [65–67].

Tak jak we wszystkich zagadnieniach numerycznej regularyzacji, ważny jest wybór odpowiedniej wartości parametru regularyzującego, którym — w zależności od wybranej procedury — może być liczba uwzględnionych wartości osobliwych, parametr wagowy Tichonowa, liczba iteracji itp. Typową heurystyką używaną w tym celu jest metoda krzywej L [65, 67, 68]. Należy jednak zauważyć, że we wzorze (5.92) zregularyzowane rozwiązanie jest mnożone przez \mathbf{B}^{up} , czyli przez macierz o podobnej strukturze co \mathbf{B}^{ap} , która działa tak, jak operator wygładzający i zmniejsza efekty ewentualnej niedostatecznej regularyzacji. W wyniku tego obliczona dyskretna odpowiedź \mathbf{u} wirtualnie izolowanej podstruktury jest zwykle stabilna dla szerokiego zakresu wartości parametru regularyzacji.

Izolacja w dziedzinie częstości. Odpowiedź wirtualnie izolowanej podstruktury jest powyżej wyprowadzona w dziedzinie czasu. Wymaga to obliczenia rozwiązania bardzo dużego i skrajnie źle uwarunkowanego układu liniowego (5.93), który jest dyskretną wersją układu całkowych równań Voltery pierwszego rzędu (5.89) i ma wymiary proporcjonalne do liczby uwzględnianych kroków czasowych. Rozwiązanie takiego układu jest trudne i czasochłonne, a jego rozmiar (a więc i długość możliwego do uwzględnienia odcinka czasowego) jest znacznie ograniczona. Tak jak w wypadku podpór wirtualnych, można zaproponować sformułowanie w dziedzinie częstości, które pozwala na znaczne zmniejszenie obciążeń numerycznych: rozwiązanie można znaleźć znacznie szybciej nawet w dłuższych odcinkach czasowych. Konwencja nazewnicza jest taka sama, jak

w tabeli 5.4, z wyjątkiem tego, że odpowiedzi są teraz wyrażone w postaci zespolonych amplitud zależnych od częstości ω . Odpowiednik zależności (5.88) ma w dziedzinie częstości postać:

$$\mathbf{a}(\omega) = \mathbf{a}^L(\omega) + \mathbf{B}^{\text{ap}}(\omega)\mathbf{p}(\omega), \quad (5.94a)$$

$$\mathbf{u}(\omega) = \mathbf{u}^L(\omega) + \mathbf{B}^{\text{up}}(\omega)\mathbf{p}(\omega). \quad (5.94b)$$

W prawidłowo izolowanej podstrukturze odpowiedzi czujników brzegowych (izolacyjnych) znikają, a więc $\mathbf{a}(\omega) = \mathbf{0}$ oraz

$$\mathbf{B}^{\text{ap}}(\omega)\mathbf{p}(\omega) = -\mathbf{a}^L(\omega). \quad (5.95)$$

Rozwiązanie układu (5.95) można symbolicznie przedstawić za pomocą regularyzowanej pseudo odwrotności:

$$\mathbf{u}(\omega) = \mathbf{u}^L(\omega) - \mathbf{B}^{\text{up}}(\omega) [\mathbf{B}^{\text{ap}}(\omega)]^+ \mathbf{a}^L(\omega). \quad (5.96)$$

Równania (5.95) i (5.96) są w dziedzinie częstości odpowiednikami równań (5.89) i (5.90). Najważniejsze różnice pomiędzy oboma sformułowaniami można podsumować w następujący sposób:

1. Odpowiedź w dziedzinie częstości (5.95) jest wyrażona w postaci dyskretnego układu liniowego o niewielkich rozmiarach oddzielnie dla każdej częstości ω . Co więcej, jeśli nie wszystkie częstości są istotne, jest ono rozwiązywane jedynie kilkukrotnie. Jego odpowiednik w dziedzinie czasu (5.89) jest jednym dużym układem całkowych równań Volterry.
2. Równanie (5.95) ma istotnie mniejsze wymiary niż zdyskretyzowana wersja jego odpowiednika w dziedzinie czasu (5.89). W dziedzinie czasu wymiary to *liczba czujników izolacyjnych* \times *liczba wymuszeń izolacyjnych*, podczas gdy w dziedzinie czasu oba wymiary muszą być przemnożone przez liczbę uwzględnianych kroków czasowych.
3. Równanie w dziedzinie czasu jest w praktyce zawsze skrajnie źle uwarunkowane numerycznie. Równanie w dziedzinie częstości jest dobrze uwarunkowane dla większości częstości ω , jeśli tylko wymuszenia izolacyjne są odpowiednio rozmieszczone i przyłożone.
4. Odpowiedź w dziedzinie czasu jest konstruowana bezpośrednio przy wykorzystaniu wyników pomiarów w dziedzinie czasu, podczas gdy sformułowanie w dziedzinie częstości wymaga wstępnej obróbki danych pomiarowych (zastosowanie okna czasowego, uśrednianie, dyskretna transformata Fouriera itp.).

Tylko ostatni z powyższych punktów jest zaletą sformułowania w dziedzinie czasu, wszystkie poprzednie punkty wymieniają zalety sformułowania w dziedzinie częstości.

5.4.5 Zagadnienia praktyczne

Pomiary i wymuszenia. Tak jak przedstawiono w tabeli 5.4, metoda wirtualnej izolacji podstruktury wykorzystuje dane pomiarowe czujników dwóch typów (podstawowych i izolacyjnych) odpowiadające na wymuszenia również dwóch typów (podstawowe i izolacyjne). W ogólności, wymuszenia izolacyjne mogą mieć dowolny charakter i nie muszą być mierzone. Jednakże ich charakter oraz rozmieszczenie wpływa na numeryczne uwarunkowanie równań (5.93) i (5.95), a więc również na jakość obliczonych odpowiedzi wirtualnie izolowanej podstruktury. Aby pełna izolacja była możliwa, odpowiedzi izolacyjne powinny w pełni charakteryzować dynamikę brzegowych stopni swobody podstruktury. Przy wyborze wymuszeń izolacyjnych przydatne mogą być następujące uwagi praktyczne:

1. W celu zachowania dużego stosunku sygnału do szumu, wymuszenia izolacyjne należy przykładać w pobliżu brzegu podstruktury.
2. Wymuszenia izolacyjne należy przykładać w różnych punktach i w różnych kierunkach. W ten sposób zwiększa się szanse, że zarejestrowane odpowiedzi będą wzajemnie niezależne.
3. Wymuszenia izolacyjne nie powinny być ani zbyt twarde, ani zbyt miękkie. Wymuszenie twardą końcówką wzbudza jedynie wysokie częstości, podczas gdy wymuszenie końcówką miękką wzbudza częstości jedynie niskie. W obu wypadkach część informacji dynamicznej jest bezpowrotnie tracona.

Identyfikacja lokalna podstruktury. Zależności (5.90) lub (5.96) mogą być wykorzystane w celu obliczenia odpowiedzi czujników podstawowych w wirtualnie izolowanej podstrukturze na wymuszenie podstawowe. Podstruktura wirtualnie izolowana ma te same parametry fizyczne, co podstruktura rzeczywista, ale stanowi wirtualny układ, który jest niezależny od zewnętrznych części konstrukcji globalnej i ma własne, lokalne charakterystyki. Te charakterystyki to np. lokalne częstości własne i kształty modalne, które można znaleźć poprzez analizę odpowiedzi obliczonej według powyżej przedstawionej metody izolacji oraz wymuszenia podstawowego. Umożliwia to przeprowadzenie identyfikacji uszkodzeń na poziomie lokalnym przy wykorzystaniu dowolnych standardowych, dobrze

poznanych metod monitorowania stanu technicznego konstrukcji. W ten sposób unika się modelowania i analizy całej konstrukcji globalnej, co może znacząco zmniejszyć koszt monitorowania w rzeczywistych zastosowaniach. W rozpatrywanym przykładzie eksperymentalnym, podstruktura jest lokalnie monitorowana poprzez identyfikację wybranych parametrów jej lokalnego modelu elementów skończonych. Proces identyfikacji sprowadza się do minimalizacji funkcji celu sformułowanej za pomocą odpowiedzi w dziedzinie czasu lub częstości.

Sformułowanie w dziedzinie czasu. Gdy znane jest wymuszenie podstawowe, lokalne uszkodzenie podstruktury można zidentyfikować poprzez porównanie – w dziedzinie czasu – dyskretnej odpowiedzi \mathbf{u} wirtualnie izolowanej podstruktury z odpowiedzią $\mathbf{u}^{\text{FE}}(\boldsymbol{\mu})$ obliczoną za pomocą jej modelu elementów skończonych, która zależy od wektora $\boldsymbol{\mu}$ nieznanymi parametrów modelujących uszkodzenie. Wektor $\boldsymbol{\mu}$ pełni rolę zmiennej optymalizacyjnej, tak że uszkodzenie jest lokalnie identyfikowane poprzez minimalizację następującej funkcji celu:

$$F(\boldsymbol{\mu}) = \frac{\|\mathbf{u} - \mathbf{u}^{\text{FE}}(\boldsymbol{\mu})\|^2}{\|\mathbf{u}\|^2}, \quad (5.97)$$

którą jest znormalizowana średniokwadratowa odległość pomiędzy odpowiedzią \mathbf{u} wyliczoną na podstawie pomiarów a odpowiedzią $\mathbf{u}^{\text{FE}}(\boldsymbol{\mu})$ wyliczoną przy wykorzystaniu modelu izolowanej podstruktury.

Sformułowanie w dziedzinie częstości. Jeśli wymuszenie podstawowe ma charakter krótkotrwały i quasi-impulsowy, obliczona odpowiedź wirtualnie izolowanej podstruktury stanowi jej swobodną odpowiedź. Taka odpowiedź swobodna może być wykorzystana do identyfikacji modalnej izolowanej podstruktury, to jest do identyfikacji jej częstości własnych ω_i oraz postaci modalnych ϕ_i , za pomocą dedykowanych algorytmów, takich jak np. *Eigensystem Realization Algorithm* (ERA) [69]. Lokalne uszkodzenie podstruktury można następnie zidentyfikować poprzez minimalizację następująco wyrażonej odległości pomiędzy zidentyfikowanymi modami a modami obliczonymi przy wykorzystaniu modelu elementów skończonych podstruktury:

$$F(\boldsymbol{\mu}) = \sum_i \left| \frac{\omega_i - \omega_i^{\text{FE}}(\boldsymbol{\mu})}{\omega_i} \right|^2 + \kappa \sum_i |1 - \text{MAC}(\phi_i, \phi_i^{\text{FE}}(\boldsymbol{\mu}))|^2, \quad (5.98)$$

gdzie $\omega_i^{\text{FE}}(\boldsymbol{\mu})$ i $\phi_i^{\text{FE}}(\boldsymbol{\mu})$ są odpowiednio i -tą częstością naturalną i i -tym kształtem modalnym numerycznego modelu podstruktury, κ jest współczynnikiem wagowym, a MAC oznacza błąd dopasowania kształtów modalnych obliczony za pomocą tzw. *Modal Assurance Criterion* (MAC) [70].

Szybka transformata Fouriera zmierzonych odpowiedzi. W rzeczywistych zastosowaniach odpowiedź zmierzona w dziedzinie czasu jest dyskretna, a więc sformułowanie w dziedzinie częstości wymaga zastosowania szybkiej transformaty Fouriera (FFT) w celu uzyskania odpowiedzi w dziedzinie częstości. Jeśli sygnał w dziedzinie czasu ma skończoną długość i nie zbiega do zera, nieuchronny jest efekt rozmycia widma (ang. *spectral leakage*). Jak łatwo wykazać w prostych przykładach numerycznych, rozmycie widma może istotnie ograniczyć dokładność obliczonej odpowiedzi wirtualnie izolowanej podstruktury obliczonej za pomocą zależności (5.96). W celu minimalizacji takich efektów należy zastosować okno czasowe przed procesem FFT. Po numerycznym przetestowaniu trzech typów okien czasowych (wykładniczego, okna Hanninga oraz prostokątnego) stwierdzono, że najlepsze efekty — zgodne z intuicyjnymi oczekiwaniami — daje zastosowanie okna wykładniczego:

$$w_e(t, \eta) = \begin{cases} e^{-\eta t} & \text{dla } 0 \leq t \leq T \\ 0 & \text{dla } t > T \end{cases}. \quad (5.99)$$

Użyteczność okna wykładniczego można poprzeć jego pożyteczną własnością: po porównaniu swobodnej odpowiedzi konstrukcji o n stopniach swobody w czasie $t \in [0, T]$ z tą samą odpowiedzią z zastosowanym oknem wykładniczym,

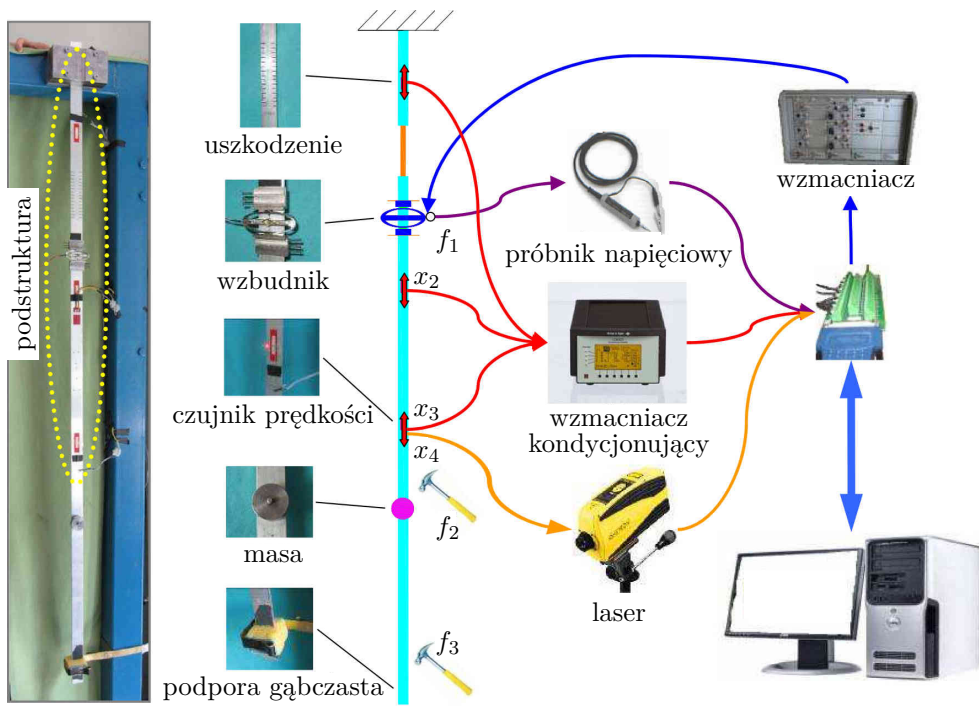
$$\mathbf{u}(t) = \sum_i A_i \phi_i e^{-\omega_i \xi_i t} \sin(\omega_{di} t + \theta_i), \quad (5.100a)$$

$$\mathbf{u}(t)w_e(t, \eta) = \sum_i A_i \phi_i e^{-\omega_i(\xi_i + \eta/\omega_i)t} \sin(\omega_{di} t + \theta_i), \quad (5.100b)$$

gdzie ϕ_i jest i -tym wektorem modalnym, ω_i jest i -tą częstością naturalną, a ξ_i jest odpowiednim współczynnikiem tłumienia, $\omega_{di} = \omega_i(1 - \xi_i^2)^{0,5}$. Okno wykładnicze — inaczej niż wszystkie pozostałe okna — zwiększa współczynnik tłumienia odpowiedzi swobodnej o η/ω_i , ale nie wpływa na jej spektrum.

5.4.6 Weryfikacja eksperymentalna

Stanowisko pomiarowe. Opracowana metoda została zweryfikowana eksperymentalnie. Stanowisko eksperymentalne jest przedstawione na rys. 5.13. Badaną konstrukcją jest aluminiowa belka wspornikowa. Szczegóły dotyczące stanowiska, konstrukcji, wymuszeń, czujników i procedury pomiarowej można znaleźć między innymi w pracach [51–53].



Rysunek 5.13. Wirtualna izolacja. Schemat stanowiska eksperymentalnego.

Podkonstrukcją przeznaczoną do wirtualnej izolacji jest górna część belki. Fragment podstruktury został celowo uszkodzony poprzez wykonanie wielokrotnych nacięć na długości 10,2 cm, co zmniejsza sztywność uszkodzonego fragmentu do 42% sztywności oryginalnej, ale prawie nie wpływa na jego masę. Wykorzystano trzy globalne konstrukcje (z taką samą podstrukturą) w celu weryfikacji efektywności metody izolacji wirtualnej ze względu na nieznane modyfikacje i nieliniowości zewnętrznych części konstrukcji (tabela 5.5 oraz rys. 5.13). Zewnętrzna część belki jest zmodyfikowana poprzez albo dodanie dodatkowej masy, albo poprzez zamontowanie gąbczastej podpory w jej swobodnym końcu.

Zastosowano dwa typy wymuszenia podstawowego f_1 :

1. W celu izolacji w dziedzinie czasu wykorzystano modulowany sygnał sinus, $\sin(60\pi t)$, za pomocą mechanicznie wzmacnianego piezowzbudnika (APA, [71]). Wzbudnik jest przymocowany do belki w taki sposób, że można założyć, że przykładła czysty moment zginający.

2. W celu izolacji w dziedzinie częstości i identyfikacji poprzez dopasowanie częstości naturalnych odkręcono wzbudnik i zastosowano proste uderzenia zwykłym młotkiem w roli wymuszenia podstawowego.

Tabela 5.5. Wirtualna izolacja, przykład eksperymentalny – trzy globalne konstrukcje z tą samą podstrukturą.

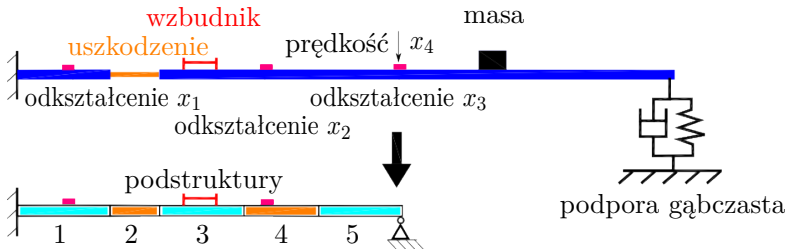
Symbol	Zewnętrzna konstrukcja
b_1	belka pierwotna
b_2	belka pierwotna z dodatkową nieznaną masą
b_3	belka pierwotna z podporą gąbczastą

W celu pomiaru odpowiedzi do belki przyklejono trzy piezoelektryczne czujniki odkształcenia x_1 , x_2 i x_3 . Ponadto mierzono poprzeczną prędkość x_4 brzegu podstruktury za pomocą wibrometru laserowego (zob. tabela 5.6).

Tabela 5.6. Wirtualna izolacja, przykład eksperymentalny – czujniki i odpowiedzi.

Symbol	Wielkość	Lokalizacja
x_1	odkształcenie 1	podstruktura
x_2	odkształcenie 2	podstruktura
x_3	odkształcenie 3	brzeg podstruktury
x_4	prędkość poprzeczna	brzeg podstruktury

Do izolacji podstruktury wykorzystano pojedyncze wirtualne podparcie na brzegu (a ściślej – w węźle brzegowym, zob. rys. 5.14). Ponieważ odkształcenia osiowe są pomijalne, wirtualna podpora jest implementowana przez dwa izolacyjne czujniki brzegowe: czujnik odkształcenia x_3 pełniący rolę swobodnej podpory w obrotowym brzegowym stopniu swobody, podczas gdy czujnik



Rysunek 5.14. Wirtualna izolacja, przykład eksperymentalny. Izolacja podstruktury za pomocą pojedynczego podparcia w węźle brzegowym (zablokowane poprzeczne przemieszczenia, swobodne obroty, pomijalne odkształcenia osiowe).

prędkości poprzecznej x_4 pełni rolę standardowej podpory blokującej przemieszczenia poprzeczne w odpowiednim brzegowym stopniu swobody. Pozostałe dwa czujniki odkształcenia (x_1 i x_2) są umieszczone wewnątrz izolowanej podstruktury i pełnią rolę czujników podstawowych.

Potrzebne są co najmniej dwa wymuszenia izolacyjne, ponieważ występują dwa czujniki izolacyjne. Wymuszenia te przyłożono w dwóch punktach zewnętrznej części konstrukcji i oznaczono f_2 i f_3 (zob. tabela 5.7). W ich roli wykorzystano zwykle uderzenia standardowym młotkiem. Aby odpowiednie odpowiedzi były wzajemnie niezależne, oba wymuszenia izolacyjne zostały przyłożone stosunkowo daleko od siebie.

Tabela 5.7. Wirtualna izolacja, przykład eksperymentalny. Wymuszenia.

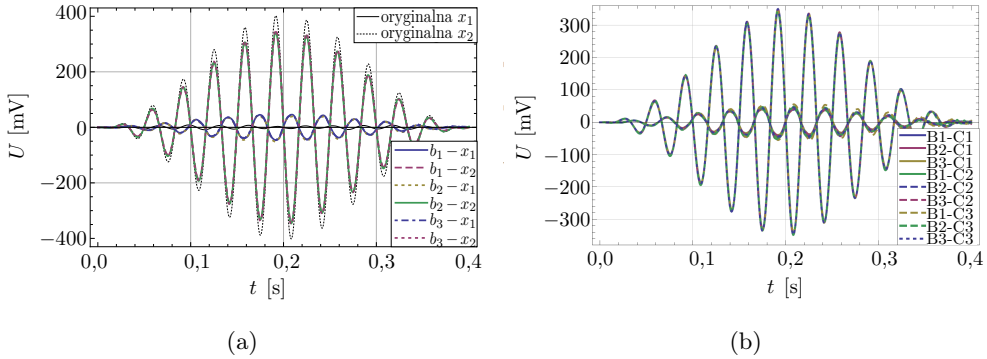
Symbol	Narzędzie	Lokalizacja
f_1	wzbudnik piezoelektryczny/młotek	podstruktura
f_2	młotek	zewnętrzna część belki
f_3	młotek	zewnętrzna część belki

Podstrukturę podzielono na pięć segmentów, tak jak pokazano na rys. 5.14. Uszkodzenie modelowano poprzez zmniejszenie sztywności poszczególnych segmentów; jest ono wyrażone więc przez wektor współczynników redukcji sztywności $\boldsymbol{\mu} = \{\mu_1, \mu_2, \dots, \mu_5\}$, gdzie $\mu_i \in (0, 1]$ jest współczynnikiem redukcji sztywności i -tego segmentu. Podczas eksperymentu jedynie drugi segment był rzeczywiście uszkodzony, a zatem rzeczywiste uszkodzenie jest opisane przez wektor $\boldsymbol{\mu}_{\text{actual}}$:

$$\boldsymbol{\mu}_{\text{actual}} = [1, 00 \ 0, 42 \ 1, 00 \ 1, 00 \ 1, 00]^T. \quad (5.101)$$

Założono, że dostępny jest dobry model elementów skończonych monitorowanej podstruktury. Trzy analizowane konstrukcje globalne nie są modelowane parametrycznie, jedynie reprezentowane bezpośrednio poprzez swoje eksperymentalnie zmierzone odpowiedzi $b_i - x_j - f_k$.

Wyniki izolacji w dziedzinie czasu. Podstrukturę izolowano wirtualnej za pomocą równania (5.92). Proces izolacji wykorzystuje odpowiedzi na wymuszenia podstawowe i izolacyjne, które mogą być zmierzone w dowolnej z trzech rozpatrywanych konstrukcji globalnych b_1 , b_2 lub b_3 . Rysunek 5.15(a) porównuje odpowiednie obliczone odpowiedzi x_1 i x_2 wirtualnie izolowanej podstruktury z odpowiedziami nieuszkodzonej podstruktury wyliczonymi za pomocą jej modelu elementów skończonych. Odpowiedzi są prawie nieodróżnialne, co jest zgodne z faktem, że wszystkie trzy konstrukcje globalne mają taką samą podstrukturę: wpływ zewnętrznej części belki, w tym dodatkowej masy lub podpory gąb-



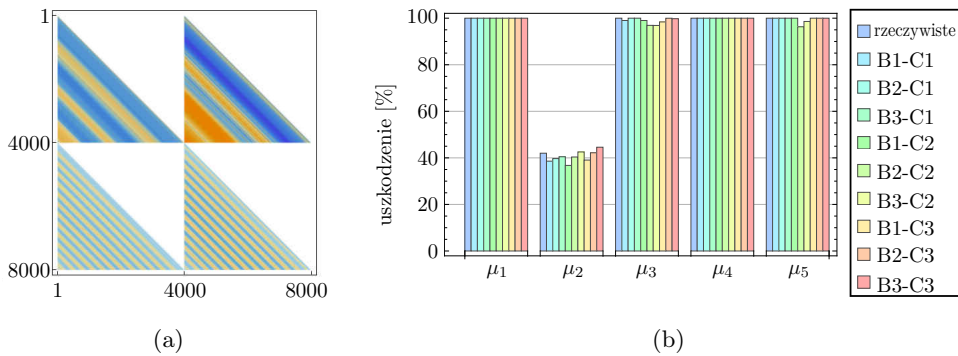
Rysunek 5.15. Wirtualna izolacja w dziedzinie czasu – przykład eksperymentalny: (a) wyliczone odpowiedzi x_1 i x_2 tej samej podstruktury wyizolowanej z trzech rozpatrywanych konstrukcji globalnych b_1 , b_2 i b_3 porównane do odpowiedzi konstrukcji nieuszkodzonej wyliczonych za pomocą jej modelu elementów skończonych, (b) dziewięć obliczonych odpowiedzi podstruktury izolowanej.

czastej, został poprawnie wyeliminowany. Wyraźnie widoczne różnice pomiędzy odpowiedziami uszkodzonej podstruktury izolowanej i podstruktury nieuszkodzonej jest spowodowany uszkodzeniem i może być wykorzystany w celu jego identyfikacji.

Każda z odpowiedzi izolowanej podstruktury widoczna na rys. 5.15(a) jest obliczona na podstawie pomiarów wykonanych w tej samej globalnej konstrukcji (jednej z trzech możliwych). W celu weryfikacji efektywności metody wirtualnej izolacji w warunkach zmienności zewnętrznej części konstrukcji globalnej, odpowiedzi na podstawowe i izolacyjne wymuszenia mogą być zmierzone w różnych konstrukcjach globalnych. Istnieją trzy konstrukcje globalne, a zatem istnieje dziewięć możliwych kombinacji. Oznaczono je „Bi-Cj”⁴. Rysunek 5.15(b) przedstawia wszystkie dziewięć uzyskanych w ten sposób odpowiedzi. Zgodność pomiędzy nimi jest bardzo dobra, co potwierdza, że na wyliczoną odpowiedź podstruktury wirtualnie izolowanej nie mają wpływu nawet bieżące modyfikacje zewnętrznych części konstrukcji (jeśli tylko podstruktura pozostaje ta sama). Blokowa struktura macierzy \mathbf{B}^{ap} (konstrukcja b_1) jest zilustrowana na rys. 5.16(a).

Identyfikacja uszkodzenia w dziedzinie czasu sprowadza się do minimalizacji funkcji celu (5.97) ze względu na pięć współczynników redukcji sztywności μ_i

⁴Tzn. „B1-C2” oznacza, że odpowiedź jest wyliczona przy wykorzystaniu pomiarów odpowiedzi na wymuszenia podstawowe (B) wykonanych w globalnej konstrukcji b_1 , ale pomiarów odpowiedzi na wymuszenia izolacyjne (C) wykonanych w konstrukcji b_2 .



Rysunek 5.16. Wirtualna izolacja w dziedzinie czasu. Przykład eksperymentalny: (a) blokowa struktura macierzy \mathbf{B}^{ap} zmierzonej w konstrukcji b_1 , (b) uszkodzenie rzeczywiste i zidentyfikowane. “Bi–Cj” oznacza wynik uzyskany przy wykorzystaniu odpowiedzi na wymuszenia podstawowe (B) i izolacyjne (C) mierzonych odpowiednio w globalnych konstrukcjach b_i i b_j .

z ograniczeniami $0 < \mu_i \leq 1$, gdzie $i = 1, \dots, 5$. Wyniki identyfikacji są pokazane na rys. 5.16(b) i porównane do wartości prawidłowych. Zarówno lokalizacja jak i rozmiar uszkodzenia zostały poprawnie zidentyfikowane z dużą dokładnością we wszystkich dziewięciu wypadkach. Warto zauważyć, że uszkodzenie jest zidentyfikowane lokalnie, to znaczy bez pomocy jakiegokolwiek modelu numerycznego konstrukcji globalnej. Co więcej, gdy obliczone już są odpowiedzi podstruktury wirtualnie izolowanej, nie ma potrzeby na każdym kroku optymalizacji od nowa identyfikować uogólnionych sił brzegowych (jak to ma miejsce w metodach separacji).

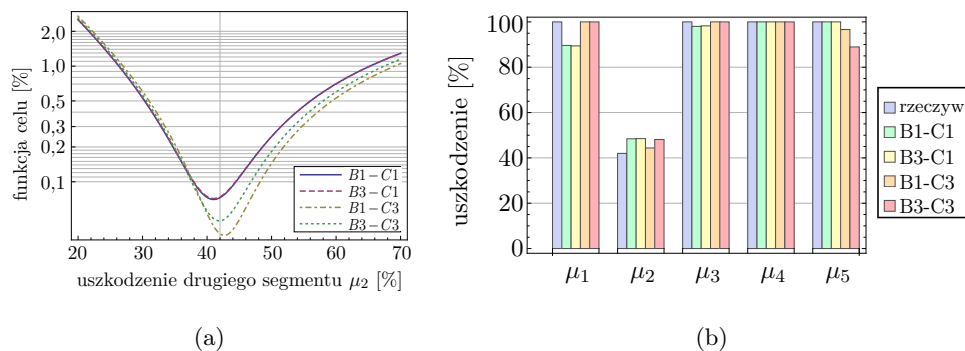
Wyniki izolacji w dziedzinie częstości. W celu weryfikacji procedury wirtualnej izolacji w dziedzinie częstości użyto belek b_1 i b_3 bez wzbudnika piezoelektrycznego. Zamiast niego wykorzystano quasi-impulsowe wymuszenia zwykłym młotkiem przyłożone w tym samym miejscu i użyte w roli wymuszenia podstawowego f_1 . Podobnie jak w wypadku analizy w dziedzinie czasu, odpowiedzi na wymuszenia podstawowe i izolacyjne występujące we wzorze (5.96) można zmierzyć w różnych konstrukcjach globalnych. Wykorzystano dwie konstrukcje globalne, a w związku z tym istnieją cztery możliwe kombinacje. Identyfikacja uszkodzenia polegała na znalezieniu takich wartości wektora parametrów uszkodzenia, by zidentyfikowane częstości naturalne jak najlepiej pokrywały się z częstościami własnymi obliczonymi na podstawie modelu elementów skończonych podstruktury⁵. W celu identyfikacji wykorzystano pierwszych siedem częstości

⁵tzn. wykorzystano jedynie pierwszy człon ogólnej funkcji celu (5.98).

własnych. Zidentyfikowane częstości są przedstawione w tabeli 5.8 i porównane z częstościami własnymi obliczonymi przy wykorzystaniu dokładnego modelu numerycznego podstruktury. W pierwszej kolejności założono, że znana jest lokalizacja uszkodzenia (drugi segment), czyli że nieznane jest tylko μ_2 . Rysunek 5.17 przedstawia cztery funkcje celu w zależności od μ_2 . Wszystkie minima znajdują się blisko prawidłowej wartości 42%, która została oznaczona pionową linią siatki. Następnie przeprowadzono pełną identyfikację ze względu na wszystkie pięć parametrów uszkodzenia μ_1, \dots, μ_5 , z ograniczeniami $0 < \mu_i \leq 1$. Wyniki są pokazane na rys. 5.17. Dokładność identyfikacji, nawet jeśli nieznacznie niższa niż w wypadku analizy w dziedzinie czasu (zob. rys. 5.16(b)), jest wciąż

Tabela 5.8. Przykład doświadczalny. Izolacja w dziedzinie częstości. Częstości własne wyizolowanej podstruktury [Hz].

Nr	Model MES		Zidentyfikowane doświadczalnie			
	oryginalna	uszkodzona	B1-C1	B3-C1	B1-C3	B3-C3
1.	17,64	17,47	17,08	17,08	17,69	17,70
2.	57,33	52,00	52,14	52,14	52,27	52,27
3.	119,15	112,94	112,49	112,52	113,25	111,83
4.	203,28	195,65	195,48	195,51	193,27	193,27
5.	310,44	290,01	286,27	286,31	289,84	289,84
6.	439,89	413,88	414,96	414,97	414,81	414,82
7.	592,37	550,98	550,99	550,99	553,04	553,04



Rysunek 5.17. Wirtualna izolacja w dziedzinie częstości – przykład eksperymentalny. (a) Funkcje celu przy założeniu, że lokalizacja uszkodzenia jest znana (tylko μ_2 , rozmiar uszkodzenia drugiego segmentu) jest nieznane. Pionowa linia siatki pokazuje prawidłową wartość 42%. (b) Rzeczywiste uszkodzenie i wyniki pełnej identyfikacji. “Bi-Cj” oznacza wynik otrzymany przy wykorzystaniu odpowiedzi na podstawowe (B) i izolacyjne (C) wymuszenia zmierzonej odpowiednio w globalnych konstrukcjach b_i i b_j .

bardzo dobra. Podobnie jak poprzednio: uszkodzenie jest zidentyfikowane na lokalnym poziomie podstruktury, przy wykorzystaniu jedynie jej lokalnego modelu elementów skończonych. Po wyliczeniu odpowiedzi wirtualnie izolowanej podstruktury całą zewnętrzną część konstrukcji, włączając w to siły brzegowe, można pominąć w dalszej analizie.

5.5 Podsumowanie

Symulacje numeryczne umożliwiają badanie zachowania konstrukcji znajdujących się pod wpływem działania obciążeń zewnętrznych bez konieczności przeprowadzania testów laboratoryjnych czy polowych. Wiąże się to z korzyściami finansowymi – brak konieczności przeprowadzania prób, a także zmniejszeniem nakładów pracy, w szczególności, gdy badane jest zachowanie różnych konfiguracji obciążeń lub zbioru danych materiałowych. Zaprezentowana metoda dystorsji wirtualnych bardzo dobrze nadaje się do realizacji tego typu zadań. Modelowane zmiany parametrów mogą być w zasadzie dowolne: ograniczeniem jest tu ich fizyczne znaczenie oraz liniowość konstrukcji. Zaktualizowane odpowiedzi konstrukcji wywołane zmianą jednego lub więcej parametrów mogą być wyrażone za pomocą odpowiedzi konstrukcji początkowej oraz splotu macierzy wpływu i pola dystorsji wirtualnych. Ta zależność pozwala na wyznaczanie analitycznych gradientów odpowiedzi konstrukcji i efektywne obliczanie bieżącej funkcji celu w gradientowych zadaniach optymalizacyjnych.

System identyfikacji spękań w konstrukcjach betonowych

Jan Holnicki-Szulc

Marek Kokot

Przemysław Kotakowski

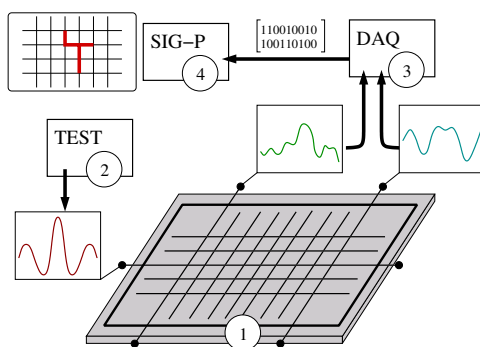
6.1 Wstęp

Przedstawiona w niniejszym rozdziale tematyka jest związana z systemem ELGRID wykorzystywanym do monitorowania uszkodzeń w konstrukcjach betonowych, opartym na sieci czujników elektrycznych, w której identyfikacja defektów odbywa się na drodze rozwiązania problemu odwrotnego. Opracowane rozwiązania mają stanowić alternatywę dla sieci czujników piezoelektrycznych, tensometrycznych lub światłowodowych stosowanych w systemach monitorowania stanu technicznego konstrukcji [72–74]. Przeprowadzone badania obejmowały zarówno rozważania teoretyczne jak i praktyczne. W zakresie badań teoretycznych opracowano podstawy identyfikacji defektów w analogowych układach elektrycznych. Rozwiązania praktyczne przeprowadzono w ujęciu technologicznych aspektów wykonywania i integracji sieci czujników z konstrukcją oraz platformy sprzętowej, której zadaniem jest wykrywanie defektów zgodnie z opracowaną metodologią.

Szerokie omówienie zagadnień modelowania i metod analizy analogowych obwodów elektrycznych można znaleźć w pracach [75, 76]. W szczególności, opracowane rozwiązania opierają się na podejściu wykorzystującym zmodyfikowaną metodę węzłową (ang. *modified nodal analysis*, MNA) opisaną w [77, 78]. Przegląd tradycyjnych metod diagnozowania obwodów można znaleźć w pracach [79–81]. Zaprezentowane podejście jest oparte na narzędziach metody dyspersji wirtualnych [82, 83], zaadaptowanych do zagadnień analizy obwodów elektrycznych przy wykorzystaniu analogii mechaniczno-elektrycznych [84, 85].

6.2 Koncepcja systemu ELGRID

Koncepcja systemu monitorowania stanu technicznego konstrukcji o nazwie ELGRID opiera się na zastosowaniu zintegrowanej sieci czujników elektrycznych do wykrywania spękań w betonowych elementach konstrukcyjnych. W ogólnym schemacie przedstawionym na rys. 6.1, sieć monitorującą ELGRID tworzą czujniki przewodzące zainstalowane na powierzchni konstrukcji, połączone z dodatkowym obwodem elektrycznym zapewniającym odpowiednią topologię połączeń oraz charakterystykę elektryczną sieci jako całości. W najprostszych rozwiązaniach, rozważano zastosowanie czujników typu pękającego, tzn. takich, których uszkodzenie powoduje przerwanie ciągłości elektrycznej. Czujniki takie mogą być wykonane z drutów, włókien węglowych w osnowie lub jako ścieżki wykonane bezpośrednio na powierzchni konstrukcji przy użyciu farb lub klejów przewodzących. Przeprowadzone badania doświadczalne opisano szerzej w podrozdziale 6.4. Każdy czujnik znajduje się w osobnej gałęzi sieci w szeregowym połączeniu z elementem dyskretnym, tak że uszkodzenie jest sygnalizowane poprzez skokową zmianę rezystancji lub pojemności elektrycznej. Zadanie monitorowania sprowadza się do problemu lokalizacji zmian parametrów elektrycznych w strukturze sieci. Identyfikacja aktualnego stanu czujników polega na pomiarze napięć w wybranych węzłach sieci na zadany sygnał testowy oraz rozwiązaniu zadania odwrotnego – dopasowanie parametrów modelu numerycznego poprzez minimalizację różnic pomiędzy odpowiedziami zmierzonymi i symulowanymi numerycznie. Pobudzanie sieci dynamicznym sygnałem testowym oraz pomiary napięć węzłowych są realizowane przez zewnętrzne układy elektroniczne. Zebrane dane pomiarowe są przesyłane do centrum obliczeniowego, w którym następuje rozwiązanie zadania identyfikacji defektów.



Rysunek 6.1. Koncepcja systemu ELGRID.

6.3 Podstawy teoretyczne modelowania układów elektrycznych

Sieć czujników w systemie ELGRID jest traktowana jako układ czysto elektryczny, stąd zadanie monitorowania można sprowadzić do problemu poszukiwania modyfikacji parametrów elektrycznych będących następstwem pojawienia się uszkodzenia w materiale konstrukcji. W rozważaniach teoretycznych przyjęto liniowy, stacjonarny model obwodu elektrycznego, złożony z idealnych elementów dyskretnych o parametrach skupionych – rezystorów, kondensatorów, cewek i źródeł niezależnych. W kolejnych etapach rozwoju tej koncepcji, rozszerzono możliwości analizy o obwody zawierające elementy wielozaciskowe (źródła sterowane, idealny wzmacniacz operacyjny) oraz elementy o biliniowej charakterystyce związku konstytutywnego (diody, ograniczniki napięcia). Do opisu modelu sieci i analizy wprost (tj. obliczeń odpowiedzi na zadane wymuszenie) wykorzystuje się procedury oparte na zmodyfikowanej metodzie węzłowej – ang. *Modified Nodal Analysis* (MNA). Układ równań według MNA powstaje przez zastosowanie prądowego prawa Kirchhoffa oraz związków konstytutywnych w postaci admitancyjnej. W rezultacie otrzymuje się liniowy układ równań algebraicznych lub różniczkowych względem niewiadomych napięć węzłowych. W przypadku obwodów prądu zmiennego wykorzystuje się metodę symboliczną, w której sygnały elektryczne oraz parametry elementów są wyrażane za pomocą liczb zespolonych. W przypadku obwodów dynamicznych, sformułowano układ równań różniczkowych pierwszego stopnia oraz zaproponowano sposób rozwiązania w postaci bezpośredniego całkowania numerycznego przy zastosowaniu algorytmu Newmarka.

Adaptacja narzędzi numerycznych związanych z metodą dystorsji wirtualnych opiera się na analogiach mechaniczno-elektrycznych pomiędzy układami kratownic płaskich i obwodami elektrycznymi (por. tabela 6.1). W konstrukcjach kratowych, dystorsja wirtualna jest utożsamiana z odkształceniem wstępnym nałożonym na element prętowy w celu symulowania wpływu zmian sztywności podłużnej. Zgodne z przyjętym układem analogii, ekwiwalentem dystorsji wirtualnej w obwodzie elektrycznym jest idealne źródło napięciowe włączone szeregowo z rezystorem, modelujące zmianę jego konduktancji. Jednak ze względów numerycznych, wygodniej jest traktować dystorsje wirtualne jako dodatkowe idealne źródła prądowe włączane równolegle z elementami obwodu, co stanowi ekwiwalent pary sił wywołujących wstępne odkształcenie.

Tabela 6.1. Analogie wielkości mechanicznych i elektrycznych.

Cecha	Kratownica	Obwód elektryczny
Parametr	szywność	przewodność
Obciążenie	siła odkształcenie początkowe	źródło prądu źródło napięcia
Odpowiedzi	odkształcenie siła osiowa	napięcie natężenie prądu
Stopień swobody w węźle	przemieszczenie	potencjał elektryczny
Związek konstytutywny	prawo Hooke'a	prawo Ohma
Równania układu	równowaga sił ciągłość deformacji	prądowe prawo Kirchhoffa napięciowe prawo Kirchhoffa
Warunki brzegowe	kinematyczne	uziemiaenie

6.3.1 Założenia i podstawowe pojęcia

W rozważaniach teoretycznych założono, że sieć monitorująca jest siecią pasywną, okresowo pobudzaną niskonapięciowym sygnałem testowym (do 20 V) z zewnętrznego układu zasilającego. Odpowiedziami obwodu są potencjały elektryczne w wybranych węzłach sieci, mierzone wielokanałowym układem pomiarowym o wymaganej częstotliwości próbkowania sygnału do 100 kHz. Modelem sieci jest liniowy, stacjonarny obwód elektryczny złożony z idealnych elementów o zadanych parametrach.

Pod pojęciem defektu przyjęto dowolną modyfikację parametrów elementów sieci wywołaną uszkodzeniem mechanicznym. Zakłada się znajomość modelu sieci w stanie nieuszkodzonym oraz możliwość symulowania odpowiedzi na dowolną postać sygnału wymuszającego. Zbiór danych wejściowych dla algorytmów identyfikacji defektów zawiera również odpowiedzi zmierzone dla konfiguracji sieci w stanie uszkodzonym.

Od strony numerycznej, zadanie identyfikacji defektów jest sformułowane jako problem odwrotny dostrojenia odpowiedzi symulowanych na podstawie modelu do odpowiedzi zmierzonych w rzeczywistym układzie. Rozwiązanie określa zarówno lokalizację uszkodzonych elementów jak i intensywność uszkodzeń, bez ograniczenia liczby uszkodzeń. Co więcej, jest pożądane aby identyfikacja defektów była wykonana przy użyciu możliwie małej liczby pomiarów. Przy takich założeniach problem może być źle zdefiniowany nawet dla stosunkowo prostych konfiguracji sieci. Usunięcie niejednoznaczności rozwiązania można uzyskać na drodze odpowiedniego projektowania topologii sieci, doboru sygnału testowego oraz strategii pomiarowej.

Niezerowe wartości dystorsji wirtualnych występują jedynie w elementach ulegających uszkodzeniu. Ponieważ odpowiedzi symulowane są liniowymi funkcjami dystorsji, wyrażonymi przez ściśle związki analityczne, możliwe jest obliczenie wrażliwości odpowiedzi względem wybranego parametru układu. Problem identyfikacji defektów można więc sformułować jako poszukiwanie ekwiwalentnego stanu dystorsyjnego i rozwiązać na drodze przekształcania równań obwodu lub wykorzystując metody oparte na gradientowej optymalizacji.

Do opisu modelowania defektów wprowadzono następujące określenia:

- *lokalizacje dystorsyjne* – zbiór gałęzi sieci, w których spodziewana jest możliwość wystąpienia defektu;
- *odpowiedzi referencyjne* – zbiór odpowiedzi (potencjałów elektrycznych) w wybranych węzłach sieci;
- *odpowiedzi liniowe* – odpowiedzi referencyjne uzyskane dla pierwotnej konfiguracji sieci – symulowane na podstawie modelu lub zmierzone w sieci nieuszkodzonej;
- *odpowiedzi zmodyfikowane* – odpowiedzi referencyjne zmierzone w sieci uszkodzonej;
- *sygnał testowy* – określony scenariusz wymuszenia, względem którego zostały określone odpowiedzi referencyjne.

6.3.2 Macierz wpływu

Zgodnie z ogólną ideą metody dystorsji wirtualnych, macierz wpływu grupuje odpowiedzi obwodu na jednostkowe dystorsje wirtualne narzucone na poszczególne elementy obwodu. W przypadku obwodów prądu stałego i zmiennego, macierz można wyprowadzić bezpośrednio przekształcając równania obwodu dla przypadku zmodyfikowanego oraz symulowanego dystorsjami. Kolumna macierzy wpływu stanowi rozwiązanie równania obwodu, w którym wektor prawej strony stanowi kolumna macierzy incydencji. W przypadku obwodów dynamicznych, postać równania opisującego zmodyfikowaną odpowiedź obwodu można porównać z dyskretną formą całki superpozycyjnej Duhamela. Elementem dynamicznej macierzy wpływu jest funkcja przejścia dla jednostkowego impulsu prądowego narzuconego na wybrany element obwodu w pierwszym kroku czasowym analizy. Odpowiedź tą można wyznaczyć stosując algorytm Newmark'a.

Macierz wpływu wyznaczona z układu równań obwodu zawiera rozkłady potencjałów elektrycznych w węzłach obwodu dla jednostkowych stanów dystorsyjnych. Macierze wpływu zawierające napięciowe lub prądowe odpowiedzi

można uzyskać stosując identyczne przekształcenia jak w przypadku wyznaczenia odpowiedzi obwodu dla zadanego przypadku zasilania wykorzystując przy tym topologiczną relację pomiędzy potencjałami i napięciami oraz związki konstytutywne. W badaniach użyto specjalnego systemu oznaczeń w celu identyfikacji danego typu macierzy: górny wskaźnik mówi o rodzaju wielkości fizycznej, pierwszy dolny wskaźnik – o typie elementu, do którego ta wielkość się odnosi, a drugi dolny wskaźnik – o typie elementów, na które narzucone zostały dystorsje. Przykładowo, macierz \mathbf{D}_{CR}^u oznacza macierz napięć na kondensatorach wywołanych dystorsjami nałożonymi na rezystory.

6.3.3 Modelowanie defektów za pomocą dystorsji wirtualnych

Z warunków równoważności stanów napięć i prądów na zaciskach elementów zmodyfikowanych oraz elementów z wprowadzonymi dystorsjami wirtualnymi, można podać następujące zależności:

$$\varepsilon(t) = (1 - \mu) G u_R(t), \quad (6.1)$$

$$\xi(t) = (1 - \nu) C \dot{u}_C(t), \quad (6.2)$$

gdzie $\varepsilon(t)$ i $\xi(t)$ są to dystorsje wirtualne modelujące odpowiednio zmiany konduktancji G i pojemności elektrycznej C , μ i ν są parametrami określającymi te modyfikacje (stosunek wartości zmodyfikowanej do pierwotnej), $u_R(t)$ jest napięciem na rezystorze a $\dot{u}_C(t)$ pochodną napięcia na kondensatorze. Powyższe zależności mają postać uwikłaną, ponieważ odpowiedzi napięciowe odnoszą się do obwodu zmodyfikowanego/modelowanego dystorsjami, a więc zależą od globalnego stanu dystorsyjnego nałożonego na układ. Jawną postać zależności pomiędzy dystorsjami i parametrami modyfikacyjnymi można uzyskać przy wykorzystaniu macierzy wpływu.

Podstawowym wnioskiem płynącym z powyższych zależności jest to, że modyfikacja parametru w danym elemencie obwodu jest modelowana przez dystorsję wirtualną narzuconą na ten sam element, jednak na jej wartość ma wpływ także obecność innych dystorsji. W analizie stałoprądowej możliwe jest jedynie modelowanie zmian przewodności.

Obliczanie symulowanej odpowiedzi obwodu na zadany stan dystorsyjny modelujący modyfikacje parametrów, polega na superpozycji odpowiedzi liniowej (wywołanej działaniem źródeł rzeczywistych) oraz odpowiedzi rezydualnej (wywołanej dystorsjami). Odpowiedź liniową oblicza się z modelu numerycznego obwodu pierwotnego, natomiast odpowiedź rezydualna stanowi kombinację liniową dystorsji, gdzie współczynnikami kombinacji są elementy macierzy wpływu.

Przykładowo, napięcia na kondensatorach dla przypadku prądu stałego można wyrazić następująco:

$$\mathbf{u}_C = \mathbf{u}_C^L + \mathbf{D}_{CR}^u \boldsymbol{\varepsilon}. \quad (6.3)$$

Z kolei w przypadku obwodu dynamicznego, w którym modelowane są zarówno modyfikacje konduktancji jak i pojemności elektrycznej, symulowana odpowiedź napięciowa na kondensatorach ma postać:

$$\mathbf{u}_C[t] = \mathbf{u}_C^L[t] + \sum_{\tau=t_0}^t \left(\mathbf{D}_{CR}^u[t - \tau] \boldsymbol{\varepsilon}[\tau] + \mathbf{D}_{CC}^u[t - \tau] \boldsymbol{\xi}[\tau] \right). \quad (6.4)$$

Ogólnie, wyznaczenie dystorsji polega na rozwiązaniu lokalnego układu równań powstałego z podstawienia wyrażeń na symulowane odpowiedzi obwodu do uwikłanej zależności pomiędzy dystorsjami i parametrami modyfikacyjnymi. Dla obwodu prądu stałego, układ równań ma postać:

$$\left[\mathbf{I} - \Delta_G \mathbf{D}_{RR}^u \right] \boldsymbol{\varepsilon} = \Delta_G \mathbf{u}_R^L, \quad (6.5)$$

gdzie

$$\Delta_G = (\mathbf{I} - [\boldsymbol{\mu}]) \mathbf{G}. \quad (6.6)$$

Układ równań (6.5) i (6.6) ma wymiar równy liczbie zmodyfikowanych parametrów. Do jego rozwiązania konieczne jest wstępne obliczenie odpowiedzi liniowej napięć na rezystorach \mathbf{u}_R^L oraz napięciowej macierzy wpływu \mathbf{D}_{RR}^u . Podobny układ równań, można wyznaczyć dla przypadku prądu zmiennego, także przy uwzględnieniu jednoczesnych zmian konduktancji i pojemności elektrycznej.

W przypadku obwodu dynamicznego, układ równań dla danej chwili będzie miał postać:

$$\left[\mathbf{I} - \Delta_G \mathbf{D}_{RR}^u[0] \right] \boldsymbol{\varepsilon}[t] = \Delta_G \left(\mathbf{u}_R^L[t] + \sum_{\tau=0}^t \mathbf{D}_{RR}^u[t - \tau] \boldsymbol{\varepsilon}[\tau] \right). \quad (6.7)$$

W celu uproszczenia rozważań uwzględniono jedynie przypadek modyfikacji konduktancji. Obliczenie dystorsji polega w tym przypadku na sekwencyjnym rozwiązaniu układów równań liniowych dla kolejnych chwil czasowych, przy czym macierz główna układu jest ta sama, zmienia się tylko wektor prawej strony, który zależy od wartości dystorsji z poprzednich kroków czasowych.

W przypadku prądu stałego, ogólny wzór na symulowaną odpowiedź układu ma postać:

$$\mathbf{f} = \mathbf{f}^L + \mathbf{D}_{\text{IR}}^f \varepsilon. \quad (6.8)$$

Odpowiedzi liniowe oraz macierz wpływu nie zależą od wprowadzanych modyfikacji i z tego powodu wrażliwość odpowiedzi symulowanej względem dystorsji jest równa macierzy wpływu:

$$\frac{\partial \mathbf{f}}{\partial \varepsilon} = \mathbf{D}_{\text{IR}}^f. \quad (6.9)$$

Korzystając z łańcuchowej reguły różniczkowania można otrzymać następującą zależność na wrażliwość odpowiedzi względem parametru modyfikacji konduktancji:

$$\frac{\partial \mathbf{f}}{\partial \mu} = \frac{\partial \mathbf{f}}{\partial \varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial \mu} = \mathbf{D}_{\text{IR}}^f \frac{\partial \varepsilon}{\partial \mu}. \quad (6.10)$$

Podstawowym problemem obliczeniowym jest znalezienie gradientu dystorsji $\partial \varepsilon / \partial \mu$. W wyniku obustronnego różniczkowania układu równań do wyznaczania dystorsji można otrzymać następującą zależność:

$$\left[\mathbf{I} - \Delta_G \mathbf{D}_{\text{RR}}^u \right] \frac{\partial \varepsilon}{\partial \mu} = \text{diag} \left\{ -\mathbf{G} \left(\mathbf{u}_{\text{R}}^L + \mathbf{D}_{\text{RR}}^u \varepsilon \right) \right\}. \quad (6.11)$$

Jest to układ równań liniowych o macierzy głównej identycznej jak w układzie do obliczania dystorsji oraz prawej stronie w postaci macierzy diagonalnej, zależnej od narzuconego stanu dystorsyjnego. Stosując podobną procedurę można wyrowadzić zależności na gradienty odpowiedzi dla przypadku prądu zmiennego. W sensie matematycznym, ponieważ obliczamy pochodne wielkości zespolonych względem zmiennych rzeczywistych, jest to wyznaczanie pochodnych kierunkowych (Gâteaux).

Analiza wrażliwości dla obwodów dynamicznych jest bardziej skomplikowana i wymagająca dużo większych nakładów numerycznych. Pochodne funkcji odpowiedzi względem impulsu dystorsji zadanego w chwili τ są równe odpowiednim przekrojom dynamicznej macierzy wpływu:

$$\frac{\partial \mathbf{f}[t]}{\partial \varepsilon[\tau]} = \mathbf{D}_{\text{IR}}^f[t - \tau]. \quad (6.12)$$

Z łańcuchowej reguły różniczkowania wynika natomiast, że pochodne względem parametrów modyfikacyjnych wynoszą:

$$\frac{\partial \mathbf{f}[t]}{\partial \boldsymbol{\mu}} = \sum_{\tau=0}^t \left[\mathbf{D}_{\text{IR}}^f[t-\tau] \frac{\partial \boldsymbol{\varepsilon}[\tau]}{\partial \boldsymbol{\mu}} \right]. \quad (6.13)$$

Ponownie, głównym problemem jest wyznaczenie gradientu dystorsji. Ograniczono się tutaj jedynie do rozpatrzenia przypadku modyfikacji konduktancji. Przypadek ogólny jednoczesnego wystąpienia obu typu dystorsji, gdzie należy wyznaczyć pochodne obu dystorsji względem każdego parametru modyfikacyjnego, został opisany w pracy [86]. Po zróżniczkowaniu obustronnym układu równań do wyznaczania dystorsji i odpowiednich przekształceniach otrzymuje się następującą zależność:

$$\left[\mathbf{I} - \Delta_G \mathbf{D}_{\text{RR}}^u[0] \right] \frac{\partial \boldsymbol{\varepsilon}[t]}{\partial \boldsymbol{\mu}} = -\text{diag} \{ \mathbf{G} \mathbf{u}_R[t] \} + \Delta_G \sum_{\tau=0}^t \mathbf{D}_{\text{RR}}^u[t-\tau] \frac{\partial \boldsymbol{\varepsilon}[\tau]}{\partial \boldsymbol{\mu}}. \quad (6.14)$$

Związek (6.14) to układ równań liniowych, który należy rozwiązywać sekwencyjnie dla każdej chwili czasowej t , przy czym macierz główna jest niezmienna względem czasu. Wyrażenie po prawej stronie równania zależy zarówno od stanu dystorsji jak i gradientu dystorsji z poprzednich chwil czasowych.

6.3.4 Identyfikacja uszkodzeń

Sygnal stałoprądowy lub harmoniczny. Jeśli dysponujemy pewnym wektorem odpowiedzi zmodyfikowanych \mathbf{f}^M , który odnosi się do pewnego nieznanego i poszukiwanego rozkładu współczynników modyfikacyjnych, to zmodyfikowane odpowiedzi $\mathbf{f}(\boldsymbol{\varepsilon})$ można symulować za pomocą dystorsji wirtualnych $\boldsymbol{\varepsilon}$ w następujący sposób:

$$\mathbf{f}(\boldsymbol{\varepsilon}) = \mathbf{f}^L + \mathbf{D}^f \boldsymbol{\varepsilon}. \quad (6.15)$$

Przez proste przekształcenie, można uzyskać następujący układ równań do wyznaczenia dystorsji wirtualnych:

$$\mathbf{D}^f \boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{f}^M - \mathbf{f}^L. \quad (6.16)$$

Układ (6.16) ma jednoznaczne rozwiązanie jedynie dla kwadratowej i nieosobliwej macierzy wpływu. Implikuje to:

- konieczność wykonania pomiarów w liczbie równej ilości założonych lokalizacji dystorsyjnych;
- odpowiedzi referencyjne nie mogą być determinowane przez warunki zasilania lub uziemienia;
- odpowiedzi muszą być względem siebie liniowo niezależne.

Tylko spełnienie tych warunków uzyskanie kwadratowej macierzy wpływu o pełnym rzędzie. W pracy [86] na przykładzie prostego obwodu prądu stałego, dokładnie omówiono powyższe warunki a także opisano ogólną strategię doboru odpowiedzi referencyjnych. Pokazano m.in., że dla pewnych przypadków nie jest możliwe bazowanie wyłącznie na pomiarach jednej wielkości fizycznej (np. napięcie) ponieważ mogą one nie zapewnić wystarczającej liczby niezależnych odpowiedzi.

W alternatywnym podejściu, sformułowano procedurę otrzymania rozwiązania problemu na drodze gradientowej optymalizacji. Zdefiniowano w tym celu tzw. funkcje odległości \mathbf{d} określające różnice pomiędzy odpowiedziami zmodyfikowanymi a odpowiedziami symulowanymi przez dystorsje. Funkcję celu g zdefiniowano jak średniokwadratową sumę funkcji odpowiedzi $g = \mathbf{d}^T \mathbf{d}$. Następnie wykorzystano opracowany aparat numeryczny w celu wyznaczenia gradientu funkcji celu względem parametrów modyfikacyjnych, która następnie posłużyła do sformułowania procedury optymalizacyjnej (por. tabela 6.2), bazującej na metodzie największego spadku.

Sygnal testowy w dziedzinie czasu. Zależność na symulowaną odpowiedź (wg (6.10)) obwodu z wykorzystaniem dynamicznej macierzy wpływu jest dyskretną postacią operacji splotu. Równanie tego typu można przekształcić do układu równań liniowych, gdzie dynamiczna macierz wpływu miałaby postać dolnej trójkątnej blokowej macierzy Toeplitz'a. Powstały w ten sposób układ równań miałby ogromny wymiar (równy wymiarowi macierzy oryginalnej pomnożonej przez liczbę kroków czasowych) z bardzo źle uwarunkowaną macierzą główną. Wyznaczenie dystorsji na podstawie przekształcenia takiego układu obarczone byłoby dużymi błędami i wiązałoby się ze stosowaniem iteracyjnych metod w celu jego rozwiązania. Z tego powodu, problem identyfikacji defektów w przypadku wymuszenia dynamicznego został sformułowany jedynie na drodze gradientowej optymalizacji.

Podobnie jak w przypadku stałego wymuszenia, definiuje się funkcje odległości $\mathbf{d}_\alpha[t]$ jako różnice wartości chwilowych pomiędzy odpowiedziami symulowanymi dla danego stanu dystorsyjnego oraz odpowiedzi zmierzonych w obwodzie zmodyfikowanym:

$$\mathbf{d}_\alpha[t] = \mathbf{f}_\alpha[t] - \mathbf{f}_\alpha^M[t]. \quad (6.17)$$

Funkcja celu g jest zdefiniowana jako suma najmniejszych kwadratów:

$$g = \sum_t \mathbf{d}_\alpha^T[t] \mathbf{d}_\alpha[t]. \quad (6.18)$$

Tabela 6.2. Procedura identyfikacji uszkodzeń dla sygnałów stałoprądowych i harmonicznych.

<p>Dane wejściowe</p> <ul style="list-style-type: none"> • zbiór odpowiedzi referencyjnych α • zbiór lokalizacji dystorsyjnych β • zmierzone odpowiedzi referencyjne \mathbf{f}_α^M <p>Obliczenia wstępne</p> <ul style="list-style-type: none"> • Odpowiedzi liniowe \mathbf{u}_β^L and \mathbf{f}_α^L • Macierze wpływu $\mathbf{D}_{\beta\beta}^u$ and $\mathbf{D}_{\alpha\beta}^f$ <p>Inicjalizacja zmiennych</p> <p>$\boldsymbol{\varepsilon}_\beta = [0]$; $\boldsymbol{\mu}_\beta = [1]$; $\mathbf{f}_\alpha = \mathbf{f}_\alpha^L$</p> <p>Procedura główna (w każdym kroku iteracji p)</p> <ul style="list-style-type: none"> • Obliczenie funkcji odległości: $\mathbf{d}_\alpha = \mathbf{f}_\alpha - \mathbf{f}_\alpha^M$ • Obliczenie gradientów: $\frac{\partial g}{\partial \boldsymbol{\mu}_\beta} = 2 \left(\frac{\partial \mathbf{d}_\alpha}{\partial \boldsymbol{\mu}_\beta} \right)^T \mathbf{d}_\alpha$ • Aktualizacja zmiennych: $\boldsymbol{\mu}_\beta^{(p)} = \boldsymbol{\mu}_\beta^{(p-1)} - \lambda^{(p)} \frac{\partial g}{\partial \boldsymbol{\mu}_\beta}$ • Obliczenie dystorsji: $[\mathbf{I} - \Delta_G \mathbf{D}_{\beta\beta}^u] \boldsymbol{\varepsilon}_\beta = \Delta_G \mathbf{u}_\beta^L$ • Aktualizacja odpowiedzi symulowanych: $\mathbf{f}_\alpha = \mathbf{f}_\alpha^L + \mathbf{D}_{\alpha\beta}^f \boldsymbol{\varepsilon}_\beta$

Gradient funkcji celu względem parametrów modyfikacji można wyznaczyć z następujących zależności:

$$\frac{\partial g}{\partial \boldsymbol{\mu}_\beta} = 2 \sum_t \left[\frac{\partial \mathbf{f}_\alpha[t]}{\partial \boldsymbol{\mu}_\beta} \right]^T \mathbf{d}_\alpha[t]; \quad \frac{\partial g}{\partial \boldsymbol{\nu}_\beta} = 2 \sum_t \left[\frac{\partial \mathbf{f}_\alpha[t]}{\partial \boldsymbol{\nu}_\beta} \right]^T \mathbf{d}_\alpha[t]. \quad (6.19)$$

Procedura obliczania pochodnych odpowiedzi względem parametrów modyfikacyjnych zaprezentowano w równaniach (6.13) i (6.15). Ogólny schemat procedury optymalizacyjnej, bazujący na metodzie największego spadku, może być sformułowany podobnie jak dla przypadku stanów ustalonych.

6.3.5 Projektowanie sieci czujników

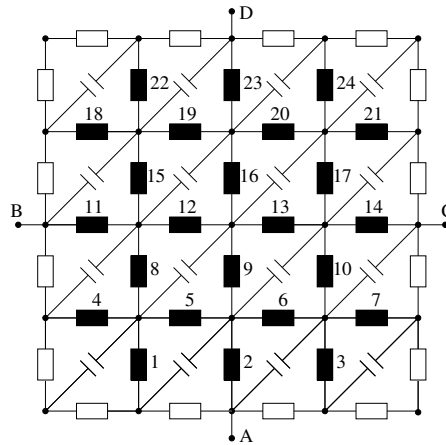
Procedura identyfikacji defektów bazująca na gradientowej optymalizacji zazwyczaj również wymaga, aby ilość odpowiedzi referencyjnych była równa liczbie lokalizacji dystorsyjnych, gdyż w przeciwnym razie może istnieć wiele globalnych

minimów funkcji celu. Z przeprowadzonych analiz wynika jednak pewien ciekawy wniosek. Wektor dystorsji wirtualnych odpowiadający rozwiązaniu optymalnemu jest superpozycją dystorsji odpowiadających rozwiązaniu rzeczywistemu oraz tzw. wektorowi dystorsji impotentnych. Wektor dystorsji impotentnych stanowi wektor zerowy dla danej macierzy wpływu, tzn. nie generuje on zmian w zadanym zbiorze odpowiedzi referencyjnych. Z teorii obwodów można podać zasady, które tłumaczą powstawanie stanów impotentnych. Mianowicie, układ identycznych źródeł prądowych połączonych równolegle z gałęziami tworzącymi oczko nie zmienia rozkładu napięć w obwodzie, natomiast układ identycznych źródeł napięciowych włączonych szeregowo z gałęziami mającymi wspólny węzeł nie zmienia rozkładów prądów w obwodzie. Otrzymany z optymalizacji wektor dystorsji impotentnych jest w ogólności dowolną kombinacją liniową powyższych przypadków i nie może być zidentyfikowany, jednakże wiedza ta może zostać wykorzystana do takiego projektowania topologii aby powstrzymać możliwość generacji powyższych przypadków.

Badano problem dotyczący optymalnego projektowania sieci pod kątem możliwości jednoznacznego diagnozowania. W pierwszej kolejności, na podstawie ogólnych zasad oraz wniosków wyciągniętych z przeprowadzonych eksperymentów numerycznych określono zasady projektowania sieci, które eliminują możliwość generowania się impotentnych stanów dystorsyjnych. Zasady te są następujące:

- gałęzie czujnikowe nie tworzą par połączonych szeregowo lub równolegle;
- gałęzie czujnikowe nie tworzą oczka (ewentualnie mierzony jest prąd w oczku);
- gałęzie czujnikowe nie izolują węzła (ewentualnie mierzony jest potencjał w węźle);
- odpowiedzi liniowe w gałęziach czujnikowych są niezerowe.

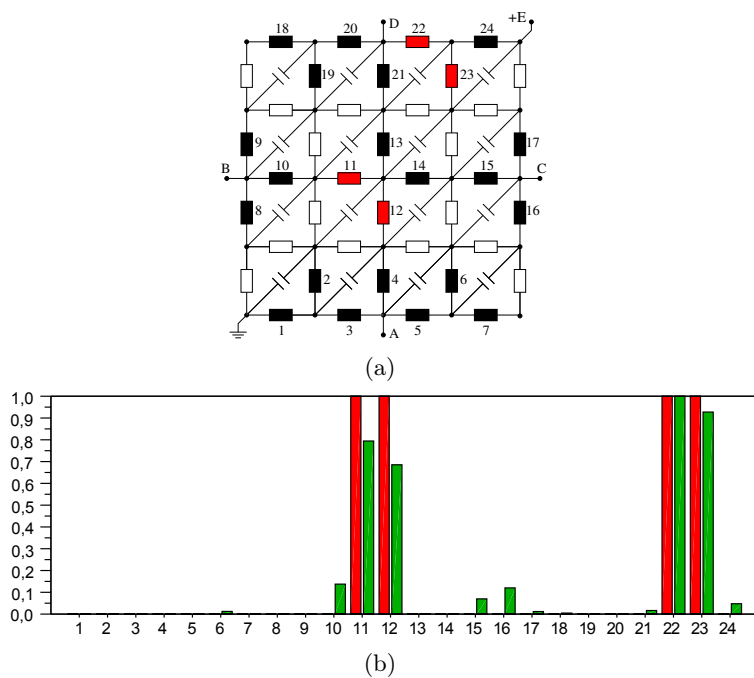
Przeprowadzono analizę pewnych standardowych konfiguracji sieci w celu wyselekcjonowania tych o korzystnych cechach. Punktem startowym była struktura typu „grid” (por. rys. 6.2), w której gałęzie czujnikowe są regularnie rozmieszczone wewnątrz sieci, a zbiór odpowiedzi referencyjnych zawiera potencjały w czterech zewnętrznych węzłach zewnętrznych. Naturalnie, przy takiej konfiguracji, która nie spełnia określonych powyżej wymagań, nie jest możliwa jednoznaczna identyfikacja defektów. Jedynie w sporadycznych scenariuszach uszkodzeń otrzymano poprawne wyniki. Kolejnym krokiem była próba przeprojektowania struktury „gridowej”, tak aby gałęzie czujnikowe tworzyły drzewo.



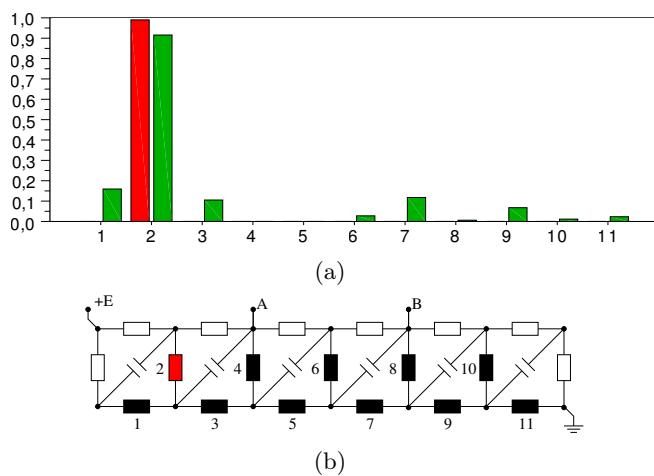
Rysunek 6.2. Przykład początkowej struktury „gridowej”.

Przykład optymalizacji przeprowadzono na schemacie sieci 6.3(a), na którym kolorem czarnym zaznaczono rozmieszczenie gałęzi czujnikowych, kolorem czerwonym symulowane elementy z uszkodzeniami. Wykres słupkowy (rys. 6.3(b)), na osi poziomej zawiera numery gałęzi czujnikowych, wysokość słupka oznacza intensywność modyfikacji, słupki czerwone pokazują symulowany scenariusz uszkodzeń, słupki zielone – zidentyfikowany stan uszkodzeń. Generalnie, liczba możliwych scenariuszy uszkodzeń, które można zdiagnozować jest dużo większa niż dla struktur „gridowych”, natomiast trudno podać ogólną strategię pozwalającą na jednoznaczną identyfikację dla wszystkich możliwych przypadków. Duży wpływ na wyniki ma miejsce przyłożenia sygnału testowego oraz wrażliwość mierzonych odpowiedzi względem poszczególnych lokalizacji defektów.

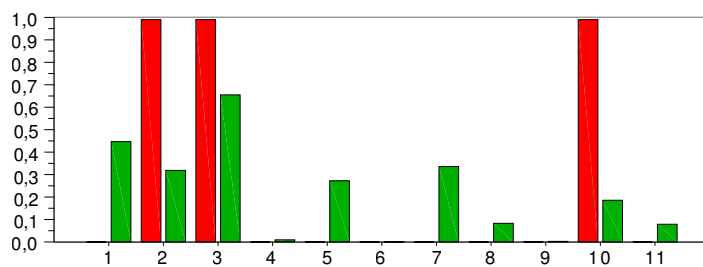
Analizowano jednowymiarowe konfiguracje sieci, w których gałęzie czujnikowe tworzą drabinkę lub wstęgę. Przykłady identyfikacji dla prostych sieci drabinkowych pokazano na rys. 6.4–6.6. Oznaczenia elementów uszkodzonych oraz rezultatów otrzymanych z procesu optymalizacji prezentowanych na tych wykresach są analogiczne jak w poprzednim przypadku. Przy jedenastu gałęziach czujnikowych i dwóch punktach pomiarowych otrzymano poprawne wyniki identyfikacji dla pojedynczego uszkodzenia (por. rys. 6.4). W tej samej konfiguracji nie jest jednak możliwe zdiagnozowanie przypadków wielu defektów. W przykładzie pokazanym na rys. 6.5 rezultat optymalizacji prowadzi do identyfikacji „rozmytych” uszkodzeń. Dodanie dodatkowego punktu pomiarowego (por. rys. 6.6) radykalnie poprawia tę sytuację – praktycznie możliwa jest jednoznaczna identyfikacja dowolnego scenariusza uszkodzeń.



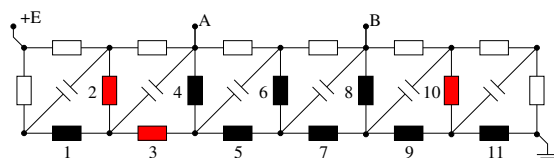
Rysunek 6.3. Przykład identyfikacji w sieci o strukturze drzewa: (a) schemat sieci, (b) rezultat identyfikacji.



Rysunek 6.4. Przykład identyfikacji w sieci drabinkowej: jeden defekt, dwa punkty pomiarowe. (a) Rezultat identyfikacji, (b) schemat sieci.



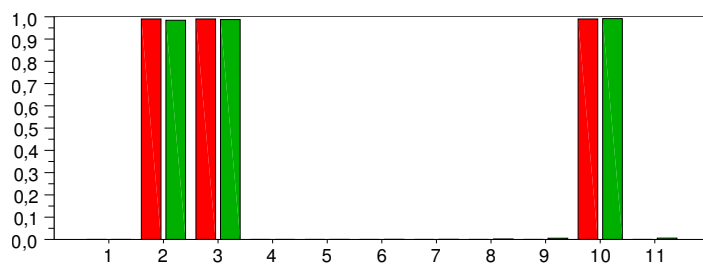
(a)



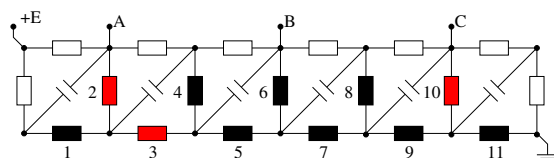
(b)

Rysunek 6.5. Przykład identyfikacji w sieci drabinkowej: trzy defekty, dwa punkty pomiarowe.

(a) Rezultat identyfikacji, (b) schemat sieci.



(a)



(b)

Rysunek 6.6. Przykład identyfikacji w sieci drabinkowej: trzy defekty, trzy punkty pomiarowe.

(a) Rezultat identyfikacji, (b) schemat sieci.

6.4 Badania doświadczalne

6.4.1 Czujniki pomiarowe

Czujniki pomiarowe mają postać liniowych struktur wykonanych na powierzchni betonowej, które przewodzą prąd elektryczny i ulegają przerwaniam na skutek powstania szczeliny poprzecznie do ich osi. Poniżej przedstawiono badane techniki instalacji czujników na powierzchni betonu oraz sposobu łączenia czujników z elementami zewnętrznego obwodu elektrycznego. Montaż czujników przeprowadzono w sposób nieinwazyjny.

Wykonano serie czujników na podłożu betonowym przy wykorzystaniu różnych materiałów przewodzących i montażowych i dokonano jakościowej oceny zastosowanych materiałów oraz opracowano rozwiązania problemów związanych z instalacją określonego typu czujnika. W ogólnym ujęciu, czujnik pękający składa się z medium przewodzącego oraz otuliny izolującej od podłoża i warunków atmosferycznych, przy czym zastosowane materiały charakteryzują się wysoką podatnością na pękanie przy naprężeniach rozciągających i/lub ścinających. Wymagany brak możliwości ingerencji w strukturę betonu ogranicza sposób montażu do adhezyjnego przytwierdzania czujników. Jako medium przewodzące zastosowano cienkie druty nawojowe, pręciki grafitowe oraz klej przewodzący na bazie srebra. Jako materiały montażowe zastosowano ogólnie dostępne kleje uniwersalne oraz gips.

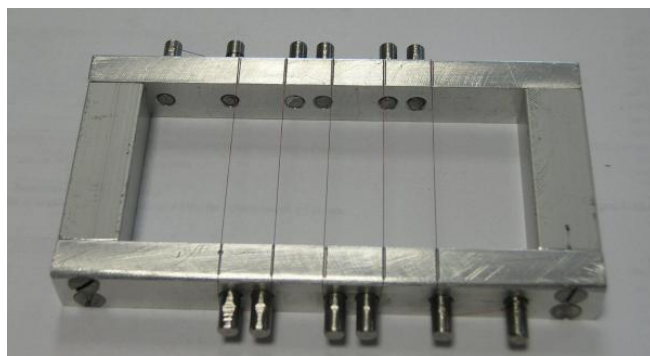
Wykonano próbne serie następujących typów czujników:

1. czujniki drucikowe klejone,
2. czujniki grafitowe klejone,
3. czujniki grafitowe gipsowe,
4. łątki gipsowe ze ścieżką przewodzącą.

Czujniki drucikowe klejone. Czujnik składa się prostoliniowego odcinka drutu przyklejonego bezpośrednio do powierzchni betonu. Zastosowano cienkie miedziane druty nawojowe (w izolującej emalii) o średnicach nominalnych 0,1, 0,08, i 0,07 mm, oraz następujące typy klejów montażowych:

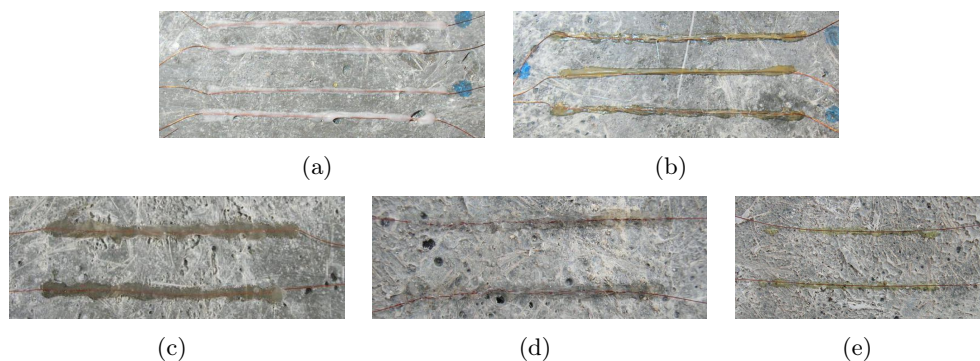
1. klej akrylowy „płynny gwóźdź”, producent: Dragon,
2. klej butapren, na bazie polimerów i kauczuku, producent: Dragon,
3. klej polimerowy FixAll, producent: Soudal,
4. klej silikonowy „płynna uszczelka”, producent: Technicql,
5. klej epoksydowy dwuskładnikowy Durafix, producent: Pelikan.

Instalacja czujników obejmuje trzy zasadnicze zagadnienia: sposób pozycjonowania i naciągu drutu, sposób wykonania spoiny oraz sposób przygotowania końcówek czujnika do łączenia z siecią. W ułatwienia montażu czujników zaprojektowano i wykonano ramkę do pozycjonowania, która umożliwia jednoczesne wykonanie pięciu równoległych czujników, rozmieszczonych co 1 cm, o długości warstwy klejonej do 4 cm (por. rys. 6.7).



Rysunek 6.7. Ramka pozycjonująca dla czujników drucikowych.

Po nawinięciu drutu na ramkę, przykładą się ją powierzchni betonu i wykonuje klejenie. W przeprowadzonych próbach do nanoszenia warstwy kleju wykorzystano pneumatyczny dozownik strzykawkowy. Przykłady wykonanych czujników pokazano na rys. 6.8.



Rysunek 6.8. Przykłady sposobu montażu czujników drucikowych za pomocą kleju: (a) akrylowego – pkt. (1), (b) butaprenu – pkt. (2), (c) polimerowego – pkt. (3), (d) silikonowego – pkt. (4), (e) epoksydowego – pkt. (5).

Jakościową ocenę właściwości otrzymanych spoin oraz problemów montażowych przedstawiono w tabeli 6.3 – odporność na wodę i termiczną podano na podstawie informacji producenta.

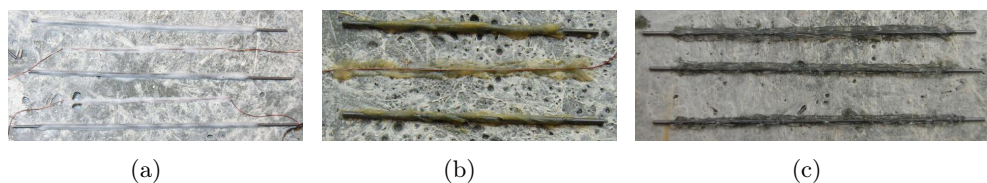
Tabela 6.3. Właściwości fizyczne otrzymanych spoin klejowych.

Rodzaj kleju	Rodzaj spoiny	Instalacja	Barwa	odporność termiczna
Akrylowy (1)	sztywna, krucha, duży skurcz	łatwe dozowanie i formowanie, możliwość zatopienia drutu, efekt opływania, możliwość poprawek	mleczno-biała	$> -15^{\circ}\text{C}$ $< +60^{\circ}\text{C}$
Butapren (2)	sztywna, plastyczna	trudne dozowanie i formowanie, duża ciągliwość kleju, słaba początkowa przyczepność	ciemno-żółta	$> -10^{\circ}\text{C}$ $< +60^{\circ}\text{C}$
Polimerowy (3)	elastyczna	utrudnione dozowanie, ciągliwość kleju	ciemna, półprzezroczysta	brak danych
Silikonowy (4)	elastyczna	łatwe dozowanie	bezbarwna, przezroczysta	$> -40^{\circ}\text{C}$ $< +180^{\circ}\text{C}$
Epoksydowy, dwuskładnikowy (5)	sztywna, twarda	utrudnione dozowanie, konieczność wstępnego mieszania składników	jasno-żółta, półprzezroczysta	$> -20^{\circ}\text{C}$ $< +70^{\circ}\text{C}$

Zastosowanie drutów nawojowych jest podyktowane potrzebą izolacji elektrycznej ścieżki przewodzącej, szczególnie w kontekście narażenia czujnika na działanie zmiennych warunków środowiska, łącznie z możliwością bezpośredniego kontaktu z wodą. Pewnym problemem okazuje się usuwanie emalii z końcówek czujnika. Przy tak małych średnicach drutu, metody mechaniczno-termiczne (opalenie nad płomieniem i zeszkrobywanie) oraz chemiczne (zanurzanie w kwasie siarkowym) nie mają zastosowania ponieważ bardzo łatwo prowadzą do zniszczenia.

Czujniki grafitowe klejone. Czujniki składają się z pręcika grafitowego przyklejonego bezpośrednio do powierzchni betonu. Zastosowano wkłady do ołówków automatycznych o średnicach 0,5 i 0,3 mm. Przykłady wykonanych czujników pokazano na rys. 6.9.

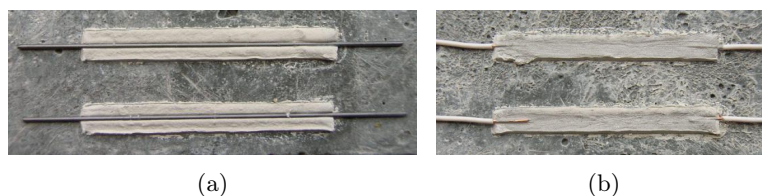
Instalacja czujników odbywa się przez wykonanie strugi kleju na powierzchni betonu, następnie wtopienie pręcika i nałożenie kolejnych warstw kleju w celu izolacji grafitu. Opcjonalnie, aby ograniczyć grubość spoiny i obniżyć jej wy-



Rysunek 6.9. Przykłady sposobu montażu czujników grafitowych: (a) klej akrylowy – pkt. (1), (b) klej butapren – pkt. (2), (c) klej silikonowy – pkt. (4).

trzymałość, możliwe jest izolowanie pręcika poprzez wstępne lakierowanie lub po jego wtopieniu w pierwszą warstwę kleju. Trudność sprawia tu sposób połączenia czujnika z siecią.

Czujniki grafitowe gipsowe. Czujniki składają się z pręcika grafitowego zatopionego w łątce gipsowej wykonanej na powierzchni betonu. Przykład wykonanych czujników przedstawia rys. 6.10(a). Łatki gipsowe mają wymiary 30×4 mm i grubości 0,5 mm i zostały wykonane przy użyciu uprzednio przygotowanego szablonu. Przedstawione na rys. 6.10(a) czujniki stanowią wykonano w wersji próbnej. W konfiguracji docelowej, pręcik grafitowy powinien zostać wstępnie polakierowany (na odcinku łątki) w celu zapewnienia izolacji elektrycznej.



Rysunek 6.10. Przykład sposobu montażu czujników: (a) grafitowych gipsowych, (b) łątek gipsowych ze ścieżką przewodzącą.

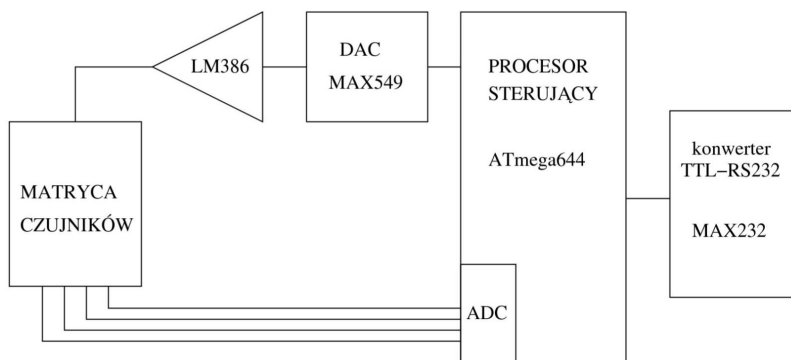
Łatki gipsowe ze ścieżką przewodzącą. Czujniki składają się z łątki gipsowej, na końcach której zatopione są końcówki przewodów (por. rys. 6.10(b)). Po wyschnięciu gipsu, na powierzchni łątki naniesiona została warstwa kleju przewodzącego (na bazie srebra) łącząca przewody.

6.4.2 Moduł podstawowy I/O

Moduł podstawowy I/O to układ elektroniczny realizujący funkcję zasilania i pomiarów w matrycy czujników wyposażony w jednokanałowy programowalny generator sygnału testowego oraz czterokanałowy układ pomiarowy napięć

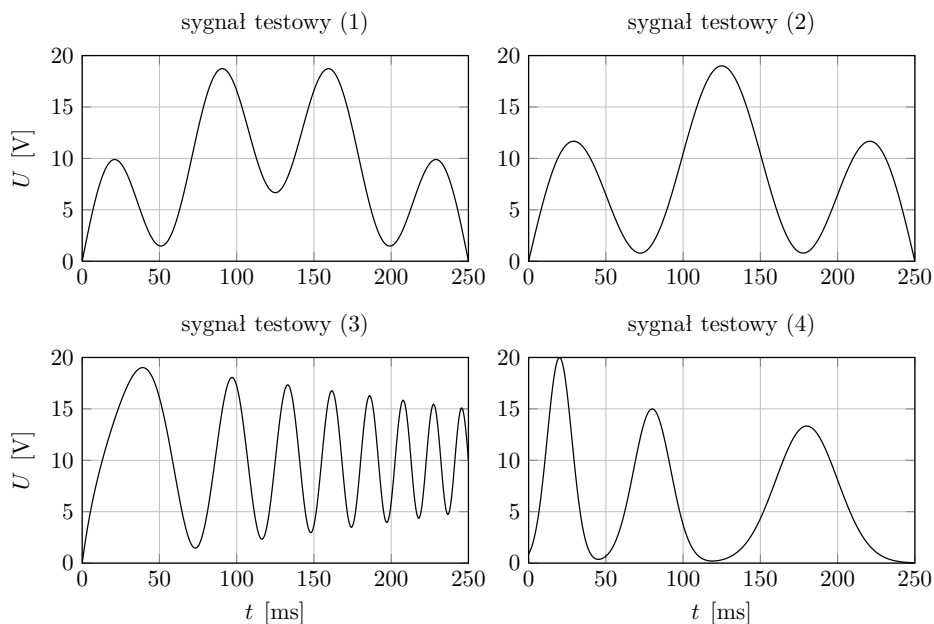
węzłowych. Układ umożliwia wybór jednego z czterech zaprogramowanych sygnałów testowych (256 próbek). Rozdzielczość przetworników AC i CA wynosi 12 bitów.

Prototyp układu został oparty na mikroprocesorze ATmega644. W torze sygnału testowego umieszczono konwerter cyfrowo-analogowy MAX549 oraz układ wzmacniacza sygnału oparty na module LM386. Układ wzmacniacza zawiera potencjometr do regulacji wartości stałej składowej. Tor sygnałów pomiarowych zawiera układ diod zabezpieczających oraz filtrów dolnoprzepustowych. Przetwarzanie analogowo-cyfrowe sygnałów wykonywane jest przez mikroprocesor, a konwersja ich poziomów pomiędzy procesorem a złączem szeregowym RS232 jest realizowana przez układ MAX232. Na płycie znajdują się stabilizowane układy zasilania dla napięć 5 V i 9 V. Schemat układu pokazano na rys. 6.11.



Rysunek 6.11. Schemat blokowy modułu podstawowego I/O.

W fazie testów układ ustawiono w tryb cyklicznego generowania sygnału testowego i zbierania sygnałów pomiarowych na żądanie (tj. bez synchronizacji pomiędzy torami wymuszenia i pomiarowym), aż do wypełnienia dostępnej wielkości bufora (po 1900 próbek na sygnał). Testy miały na celu sprawdzenie poprawności generacji i pomiaru sygnałów, a także sprawdzenie maksymalnych możliwości procesora i przetworników. W dalszej części badań układ zaprogramowano do synchronicznego generowania i pomiaru sygnałów o ustalonej wielkości (256 próbek) i wykonano cztery zasilająco-pomiarowe moduły podstawowe I/O. Układy umożliwiają wykonanie procedury pomiarowej z możliwością wyboru jednego z czterech dostępnych sygnałów testowych (por. rys. 6.12).



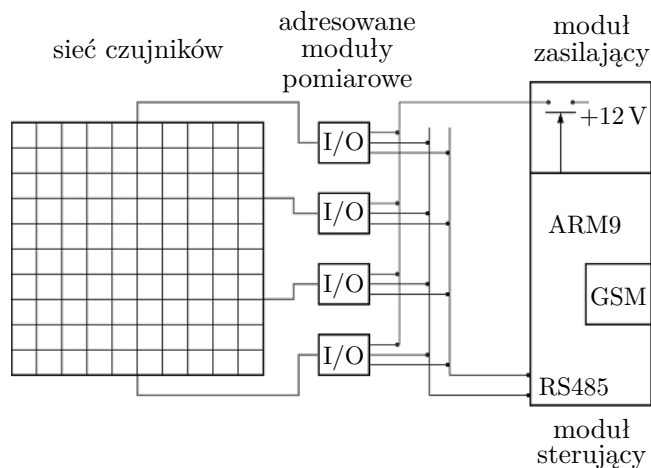
Rysunek 6.12. Zaprogramowane sygnały testowe.

6.4.3 Moduł rozszerzony I/O

Moduł rozszerzony I/O to układ elektroniczny zarządzający pracą wielu modułów podstawowych I/O oraz wyposażony w moduł bezprzewodowej transmisji danych pomiarowych do centrum obliczeniowego. Koncepcja systemu monitorowania wykorzystująca moduł sterujący oraz adresowane moduły pomiarowe jest pokazana na rys. 6.13.

Zaprojektowany moduł sterujący oparto na procesorze ARM9 z wirtualną maszyną Javy. Komunikacja i wymiana danych z modułami pomiarowymi odbywa się po magistrali RS485. Moduł zawiera również sterowane źródło prądu stałego 12 V służące do zasilania modułów pomiarowych. Układ bezprzewodowej transmisji danych jest oparty na module przemysłowym GSM Siemens TC65. Układ przeprowadza testy sieci czujników w zaprogramowanych odstępach czasu oraz każdorazowo na żądanie użytkownika. Procedura testowa wywoływana przez układ sterujący składa się z następującej sekwencji zadań:

- włączenie zasilania modułów pomiarowych;
- sekwencyjne uruchamianie procedur testowych w modułach pomiarowych;



Rysunek 6.13. Schemat ideowy działania modułu rozszerzonego I/O.

- odczyt danych pomiarowych z modułów pomiarowych i zapis w pamięci wewnętrznej flash;
- wyłączenie zasilania modułów pomiarowych;
- wysyłanie zapisanych danych za pośrednictwem modemu GSM na zewnętrzny serwer FTP.

Wykonano dwa moduły rozszerzone I/O wyposażone w antenę (por. rys. 6.14) zasilane z sieci elektrycznej (230 V). Urządzenie integruje układ mikroprocesorowy, sterujący pracą modułów zasilająco-pomiarowych (modułów podstawowych I/O) oraz układ bezprzewodowej transmisji danych na serwer FTP poprzez sieć komórkową GSM. Panel przedni urządzenia zawiera:

- wejście zasilające (ZAS);
- wyjście zasilające dla modułów pomiarowych (ZAS1);



Rysunek 6.14. Moduły rozszerzone I/O.

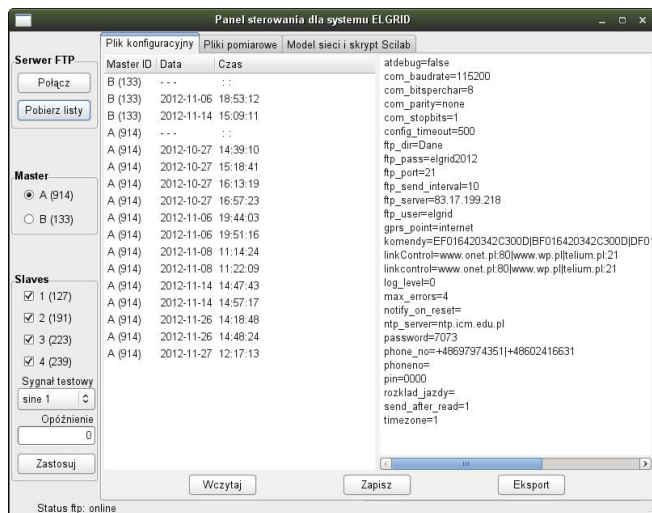
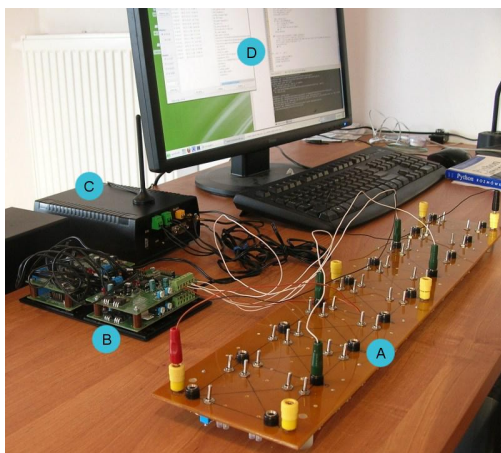
- złącze magistrali danych do komunikacji z modułami pomiarowymi (standard transmisji szeregowej RS485);
- złącze do komunikacji bezpośredniej z komputerem poprzez port szeregowy (RS232);
- gniazdo karty SIM;
- złącze antenowe.

Urządzenie działa w trybie automatycznym na podstawie ustawień zapisanych w pliku konfiguracyjnym. W momencie podłączenia zasilania do urządzenia wykonywane są następujące operacje:

- inicjalizacja urządzenia na podstawie aktualnego pliku konfiguracyjnego zapisanego w urządzeniu (m.in. testowanie połączenia z siecią internetową, synchronizacja z serwerem czasu);
- sprawdzenie i ewentualnie pobranie nowego pliku konfiguracyjnego z serwera FTP;
- zapis kopii aktualnego pliku konfiguracyjnego na serwerze FTP;
- wykonanie zaprogramowanych sekwencji pomiarowych w ustalonych okresach czasu i przesył plików pomiarowych na serwer FTP.

Urządzenie działa tak długo, jak jest podłączone do zasilania zewnętrznego i aktywuje się w zadanych okresach czasu aby przeprowadzić zaprogramowaną procedurę testowania sieci czujników. W czasie pomiędzy kolejnymi procedurami testowymi urządzenie jest w stanie uśpienia. W przypadku problemów z połączeniem komórkowym lub z serwerem FTP, pliki pomiarowe z przeprowadzonych testów są przechowywane w pamięci wewnętrznej do momentu ponownej możliwości ich przesyłu na serwer. Pomiar może zostać wykonany na żądanie – w fazie uśpienia urządzenia – poprzez wykonanie połączenia telefonicznego na numer przypisany do użytej karty SIM z telefonu, którego numer zapisano uprzednio w pliku konfiguracyjnym urządzenia. Komunikacja urządzenia z komputerem odbywa się przez łącze szeregowe (RS232).

Oprogramowanie do konfiguracji urządzeń pomiarowych oraz zarządzania plikami z danymi napisano w języku Python, z wykorzystaniem biblioteki graficznej GTK+, a okno główne programu pokazano na rys. 6.15. W celu sprawdzenia poprawności współdziałania elementów systemu, zestawiono stanowisko testowe pokazane na rys. 6.16. Sieć testowa (A) symulowała układ czujników połączonych w sieć elektryczną o konfiguracji drabinkowej. Przerwania czujników symulowane były poprzez zmianę ustawień dostępnych przełączników. Do węzłów sieci podłączony był jeden z modułów podstawowych (B), którego

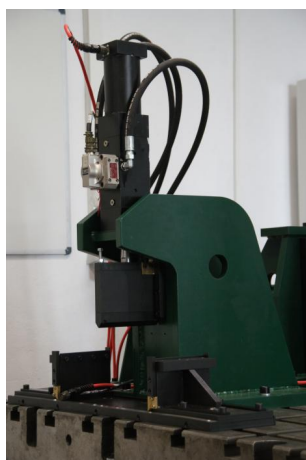
Rysunek 6.15. Okno główne programu – karta *Plik konfiguracyjny*.

Rysunek 6.16. Widok stanowiska do testowania systemu.

zasilaniem i pracą sterował moduł rozszerzony (C). Komunikacja z modułem rozszerzonym odbywała się poprzez wymianę plików na serwerze FTP wykorzystując opracowane oprogramowanie sterujące zainstalowane na komputerze stacjonarnym (D). Przesył danych pomiarowych z modułu mastera na serwer FTP odbywał się bezprzewodowo poprzez sieć telefonii komórkowej.

6.4.4 Badania laboratoryjne na przykładzie belki betonowej

Celem badań laboratoryjnych była analiza spękań powstających w próbie powolnego, trójpunktowego zginania belek betonowych, z wykorzystaniem siłownika hydraulicznego (por. rys. 6.17(a)). Układ czujników pękających zamontowano na spodniej powierzchni belki o osiach równoległe do jej długości i symetrycznie względem linii przyłożenia klina łamiącego. Wykorzystane w doświadczeniach belki zawierały krótkie, cięte włókna szklane, które dodano do mieszanki w celu zwiększenia wytrzymałości na kruche pęknięcie oraz uzyskania efektu progresywnego wzrostu szczeliny. Na rys. 6.17(b) pokazano kształty szczelin otrzymane podczas przeprowadzonych prób zginania na tle linii przyłożenia klina łamiącego. Wyraźnie na nim widać, że szczelina powstaje w sposób przypadkowy, a jej linia propagacji pojawia się w odległości do 1 cm centymetra od linii przyłożenia klina. Stąd wniosek, że aktywna długość czujnika powinna wynosić min. 30 mm przy symetrycznym rozmieszczeniu względem krawędzi klina.



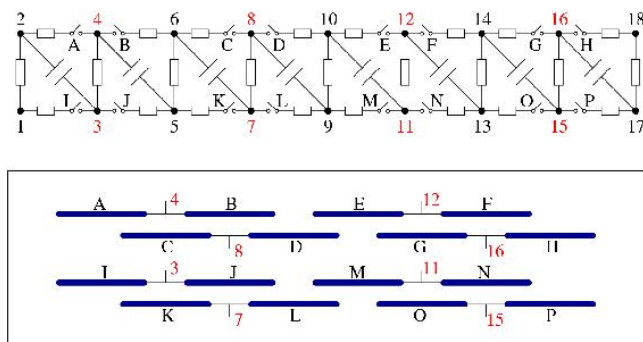
(a)



(b)

Rysunek 6.17. (a) Stanowisko do trójpunktowego zginania belek, (b) widok szczelin otrzymanych podczas prób zginania belki betonowej.

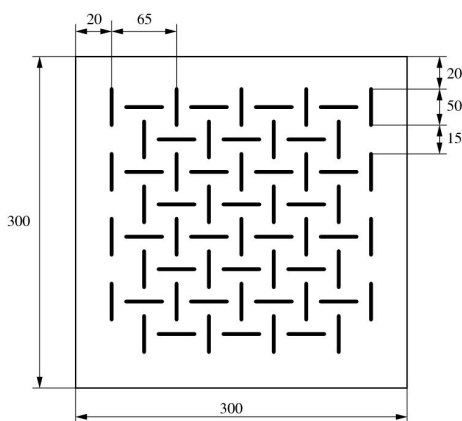
Wykonano sieć elektryczną składającą się z 16 czujników rozmieszczonych w sposób pokazany na rys. 6.18 i o topologii pokazanej na rys. 6.19. Instalacja układu czujników drucikowych odbywa się przez rozpięcie drutu nawojowego wzdłuż osi otworów i klejeniu widocznych odcinków drutu po przyłożeniu szablonu do powierzchni betonu. Widok belki z naniesioną matrycą czujników przedstawia rys. 6.20.



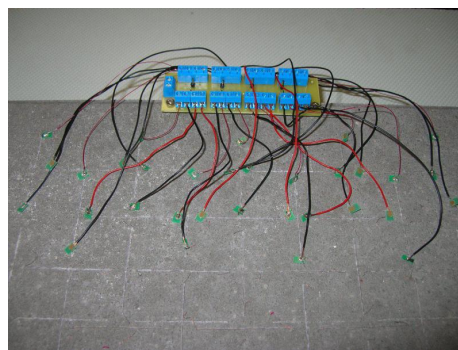
Rysunek 6.21. Schemat wykonanego układu czujników drucikowych na belce betonowej.

6.4.5 Badania laboratoryjne na przykładzie płyty betonowej

Kolejne prace obejmowały wykonanie układu czujników na płycie betonowej oraz zaprojektowanie systemu połączeń czujników. Matryca czujników składa się z czterech jednakowych segmentów po 16 czujników. Wybrany segment połączono w sieć elektryczną o jednakowej topologii i monitorowany za pomocą modułów I/O. Konfigurację sieci czujników pokazano na rys. 6.22(a), podczas gdy na rys. 6.22(b) zilustrowano oprzyrządowaną płytę. Podobnie jak w przypadku sieci wykonanej na belkach betonowych, czujniki połączono w pary z jednym wspólnym węzłem.



(a)



(b)

Rysunek 6.22. (a) Schemat rozmieszczenia czujników na płycie, (b) oprzyrządowana płyta betonowa.

Podłączenie każdego segmentu do zewnętrznego obwodu elektrycznego wymaga wykonania połączeń do wszystkich 32 końcówek czujników. W sumie dla całej sieci wykonano 128 połączeń.

6.5 Podsumowanie

Przeprowadzone badania pokazały, że możliwa jest identyfikacja defektów w sieciach sformułowanej jako problem analizy odwrotnej dla pewnych konfiguracji topologicznych. Opracowano oryginalną metodologię rozwiązania problemu odwrotnego wykorzystując w tym celu zaadaptowane narzędzia metody dystorsji wirtualnych oraz potwierdzono jej poprawność na podstawie eksperymentów numerycznych i laboratoryjnych. Stwierdzono, że przy użyciu opracowanych procedur jest możliwa jednoznaczna identyfikacja stanu uszkodzeń w sieciach o strukturach jednowymiarowych drabinkowych i wstążkowych, oraz w pewnych przypadkach dla sieci dwuwymiarowych o strukturze drzewa.

Od strony implementacji sensorów należy zauważyć, że czujniki drucikowe klejone wykazują największy potencjał w kwestii powtarzalności i trwałości wykonania oraz odporności na warunki środowiskowe (możliwe do zastosowania za zewnątrz konstrukcji). Użycie drutów nawojowych zapewnia naturalną izolację ścieżki przewodzenia, natomiast sprawia nieznaczne problemy z przygotowaniem końcówek do połączeń z siecią. Najlepszą jakość i cechy spoiny uzyskano przy zastosowaniu kleju akrylowego (łatwość formowania, kruchość, efekt estetyczny). Również kleje epoksydowe dają sztywną i łatwą do formowania spoinę, jednak podstawową ich wadą jest konieczność mieszania składników i szybkiego wykonania klejenia zanim nastąpi proces polimeryzacji. Kleje silikonowe i polimerowe nie spełniają założeń ze względu na elastyczność spoiny, z kolei klej typu butapren ze względów technologicznych (duża trudność dozowania i kształtowania spoiny). Czujniki na bazie łątek gipsowych, ze względu na higroskopijność, mogą być zastosowane jedynie do monitorowania spękań wewnątrz konstrukcji. Cechują się prostotą wykonania (szczególnie przy użyciu szablonów do nanoszenia łątek) oraz możliwością całkowitego usunięcia bez pozostawienia śladu na powierzchni. Zarówno przy użyciu pręcików grafitowych jak i klejów przewodzących konieczne jest izolowanie ścieżki przewodzenia od gipsu – wstępne lakierowanie pręcików oraz łątek przed wykonaniem warstwy przewodzącej. Od strony programowej, narzędzia numeryczne oprogramowano w postaci funkcji i skryptów w wolnym środowisku obliczeniowym Scilab.

Wybrane zagadnienia monitorowania

Cezary Graczykowski

Grzegorz Knor

Przemysław Kotakowski

Grzegorz Mikułowski

Anita Orłowska

Piotr Pawłowski

Marek Skłodowski

Andrzej Świercz

Rafał Wiszowaty

Tomasz Zieliński

7.1 System monitorowania stanu deformacji konstrukcji stadionu

7.1.1 Wstęp

Znaczny rozwój inwestycji wielkogabarytowych obiektów sportowych stworzył potrzebę równoległego rozwoju metod monitorowania bezpieczeństwa stadionów mogących pomieścić dziesiątki tysięcy ludzi. Powszechną cechą eksploatacji wielkich stadionów jest ich wykorzystanie zarówno do organizacji imprez sportowych jak i masowych imprez kulturalnych np. koncertów. Specyfika takich dużych imprez sportowych i kulturalnych niesie w sobie zagrożenia dla konstrukcji na skutek nieprzewidywalnych na etapie projektowania zmian obciążeń wywołanych drganiami i montażem na elementach konstrukcji dodatkowego ciężkiego sprzętu.

Mając na uwadze powyższe uwarunkowania jako cel badań przyjęto opracowanie, wdrożenie i przetestowanie w praktyce światłowodowego systemu monitorowania deformacji konstrukcji stadionu mieszczącego się w Warszawie przy ulicy Łazienkowskiej 3, należącego do WOSiR, a obecnie użytkowanego przez Klub Piłkarski *Legia Warszawa*. Uznano, że opracowanie i wdrożenie na stadionie *Legii* nowoczesnego systemu monitorowania obciążeń i deformacji konstruk-

cji oraz wczesnego ostrzegania o ewentualnych rozwijających się zagrożeniach konstrukcyjnych będzie istotnym krokiem w upowszechnieniu nowych standardów bezpieczeństwa konstrukcji służących masowym imprezom sportowym i kulturalnym.

Stadion *Legii* jest nowoczesnym obiektem, który powstał na miejscu starego stadionu z 1930 r. Zakończenie budowy i oficjalne otwarcie nowego stadionu nastąpiło wiosną 2011 r. Stadion ma pojemność 31 103 miejsc siedzących, w tym 2 137 miejsc dla prasy i VIP-ów. Przy trybunie północnej jest zlokalizowany wjazd na dwukondygnacyjny parking zaprojektowany na ok. 790 miejsc postojowych.

Stadion posiada zadaszenie w postaci membrany, rozpiętej na 28 stalowych dźwigarach w układzie kratownicowym, które posadowione są na żelbetowej konstrukcji – tzw. „ringu”, znajdującym się bezpośrednio nad najwyższymi słupami, co ilustruje rys. 7.1.



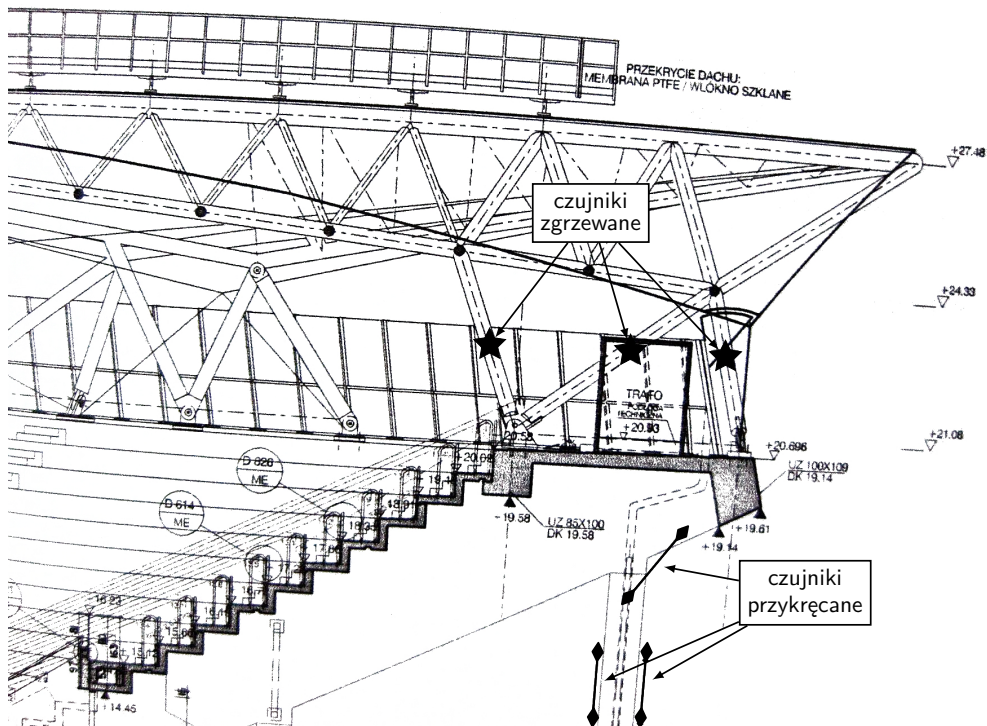
Rysunek 7.1. Widok północnej trybuny Stadionu Klubu Piłkarskiego *Legia Warszawa* od strony ul. Łazienkowskiej.

7.1.2 Wybór monitorowanych elementów konstrukcji i czujników

Na podstawie opinii WOSiR i pracowników stadionu uznano, że największe obciążenia dynamiczne konstrukcji występują w elementach północnej trybuny stadionu, gdzie przebywają kibice Klubu znani jako „ultras”. Sama trybuna nosi zwyczajowo nazwę „Żyła”. Ta część stadionu składa się z pięciu jednakowych sekcji trybun wspartych na 10 rzędach słupów żelbetowych nakrytych wiotkim dachem rozpiętym na pięciu dźwigarach. Do badań wybrano środkowy z pięciu

dźwigarów znajdujący się w osi symetrii trybuny i stadionu. Dzięki temu można było, korzystając z założenia o symetrii konstrukcji i symetrii obciążeń, znacznie ograniczyć liczbę czujników potrzebnych do budowy pilotażowego systemu światłowodowego.

Zdecydowano się na pomiar odkształceń trzech nóg po zachodniej stronie dźwigara, pomiar temperatury dźwigara oraz pomiar odkształceń osiowych i pochodzących od zginania słupa podpierającego monitorowane nogi dźwigara i pomiar przemieszczeń wieńca stadionu względem tego słupa wraz z pomiarem temperatury słupa. Wybór strony (zachodniej) dźwigara podyktowany był względnie łatwiejszym montażem kabli światłowodowych do konstrukcji z uwagi na usytuowanie szachtów instalacyjnych i przepustów. Zaprojektowany układ czujników pokazano na rys. 7.2.



Rysunek 7.2. Rozmieszczenie czujników światłowodowych na dźwigarze i słupie.

Przyjęta liczba i układ czujników pozwala na jednoczesne monitorowanie odkształceń dźwigara i wspierającej go żelbetowej konstrukcji, a umieszczenie

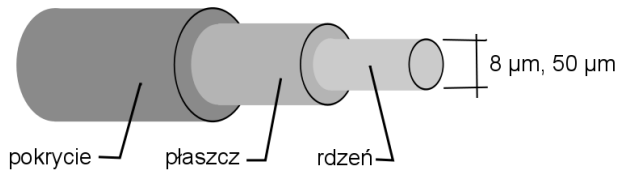
punktów pomiarowych w tym samym przekroju pionowym pozwala na analizę czasową korelacji pomiędzy obciążeniami i odpowiedzią konstrukcji mimo faktu, że znany jest jedynie kierunek obciążenia (pionowe podskoki kibiców), bez znajomości jego wartości chwilowych.

Od strony inżyniersko-naukowej wybór rodzaju czujników uzależniony był od wielkości mechanicznych, które mają być monitorowane i od scenariuszy pomiarowych związanych przede wszystkim z przewidywanym charakterem obciążeń (statycznym bądź dynamicznym), a co za tym idzie z częstością pomiarów. Przyjęty cel i zakres badań oraz wybrane do monitorowania elementy konstrukcyjne i ich możliwe deformacje narzucają na system pomiarowy konieczność spełnienia następujących wymagań:

1. Umożliwienie pomiarów statycznych (długofalowe monitorowanie) deformacji i temperatury dźwigara i słupa.
2. Umożliwienie pomiarów dynamicznych deformacji dźwigara i słupa podczas imprez na stadionie.
3. Zapewnienie łatwości montażu czujników do konstrukcji zarówno stalowej jak i żelbetowej, przy minimum interwencji w samą konstrukcję (np. niedopuszczalne jest wiercenie otworów w dźwigarze i przykręcanie czujników do dźwigara).
4. Zminimalizowanie ilości okablowania światłowodowego poprzez wykonanie kilku czujników w jednym światłowodzie (multipleksowanie czujników).
5. Umożliwienie ewentualnej późniejszej rozbudowy systemu o kolejne linie światłowodowe i multipleksowane czujniki.
6. Przetwarzanie danych na bieżąco i wysyłanie ostrzeżeń i alarmów o przekroczeniu zadanych granicznych wartości pomiarowych.
7. Umożliwienie zdalnej obsługi i odczytów wskazań systemu przez Internet.

Istnieje kilka rodzajów czujników światłowodowych, które jako zasadę działania wykorzystują różne zjawiska fizyczne towarzyszące propagacji światła w światłowodach. W związku z tym różna jest budowa czujników, różne są sposoby pomiaru i różne stosowane analizatory sygnału optycznego. Czujniki światłowodowe wytwarzane są ze światłowodów zbudowanych tak jak standardowe światłowody telekomunikacyjne. Ich budowę ukazują rys. 7.3.

Technologia światłowodowego monitorowania deformacji konstrukcji rozwija się dynamicznie od kilkunastu lat. Można zauważyć, że nastąpiła stabilizacja oferty dostępnych typów czujników wykorzystujących różne zjawiska fizyczne



Rysunek 7.3. Budowa światłowodu.

(dwójłomność, rozpraszanie Brillouina, rozpraszanie Ramana, zmiana długości drogi optycznej, zmiana natężenia światła, zmiana długości fali) do pomiaru wielkości mechanicznych takich jak zmiany odległości, kąty, przyspieszenia, odkształcenia, momenty gnące, prędkości przepływu, ciśnienie i inne. Wspólną cechą wszystkich czujników światłowodowych jest odporność na zakłócenia elektromagnetyczne pochodzące od silników, nadajników radiowych i telewizyjnych, telefonów komórkowych, a nawet wyładowań towarzyszących uderzeniom piorunów. Drugą wspólną cechą jest brak zasilania elektrycznego, co eliminuje niebezpieczeństwo iskrzenia i umożliwia stosowanie tych czujników w strefach zagrożonych wybuchem. Trzecią wspólną cechą jest możliwość transmisji sygnału optycznego na duże odległości i umieszczenie analizatora sygnału w bezpiecznym miejscu z dala od strefy pomiaru.

Do monitorowania konstrukcji stosuje się czujniki siatkowe Bragga (FBG, ang. *Fiber Bragg Grating*), czujniki interferometryczne Fabry-Perot (EFPI, ang. *Extrinsic Fabry-Perot Interferometer*) i SOFO (fr. *Surveillance d'Ouvrages par Fibres Optiques*) oraz czujniki wykorzystujące rozproszenie Brillouina światła w światłowodzie (np. DiTeST – firmy SMARTEC, DTSS – firmy Sensornet). Czujniki tego typu wykorzystywano również w pracach [87–90].

Wymagania związane m.in. z koniecznością jednoczesnego prowadzenia statycznych i dynamicznych pomiarów odkształcenia i temperatury oraz konieczność montażu czujników do różnych rodzajów konstrukcji zadecydowały o wyborze czujników światłowodowych z siatką Bragga (ang. *Fibre Bragg Grating*, FBG) oraz układu pomiarowego MuST (Multiplexed Strain and Temperature monitoring system). Do pomiaru odkształceń nóg dźwigara wybrano zgrzewane punktowo czujniki FBG o następujących parametrach:

- długość fali światła $\pm 2000 \mu\epsilon$ od 1510 do 1590 nm;
- zakres pomiarowy $\pm 2000 \mu\epsilon$ (ang. *microstrain*, $1 \mu\epsilon \equiv 1 \mu\text{m}/\text{m}$);
- dokładność $\pm 2 \mu\epsilon$;

- rozdzielczość $\pm 1 \mu\epsilon$;
- czułość odkształceniowa (zmiana długości fali w funkcji odkształcenia) $1,2 \text{ pm}/\mu\epsilon$;
- czułość temperaturowa $10 \text{ pm}/^\circ\text{C}$;
- warunki pracy: temperatura od -20°C do 80°C , wilgotność względna $< 90\%$ w 80°C ;
- obudowa czujnika ze stali nierdzewnej o wymiarach $45 \times 15 \times 0,3 \text{ mm}$;
- masa 5 g ;
- kabel światłowodowy do zastosowań zewnętrznych.

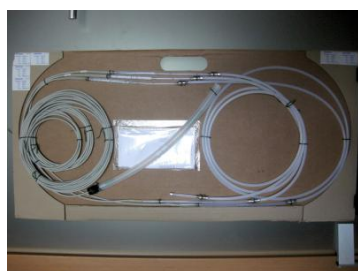
Do pomiaru odkształceń słupa i przemieszczeń wieńca stadionu względem słupa wybrano przykręcane na powierzchni czujniki FBG o poniższych parametrach:

- długość czynna (baza pomiarowa) $1,5 \text{ m}$ oraz 2 m ;
- wstępne napięcie włókna pomiarowego $0,5\%$ długości czynnej;
- zakres pomiarowy odkształceń: standardowy od $-2500 \mu\epsilon$ do $+3000 \mu\epsilon$ (dopuszczalny $0,5\%$ przy skróceniu, $0,75\%$ przy wydłużeniu);
- kabel światłowodowy do zastosowań zewnętrznych.

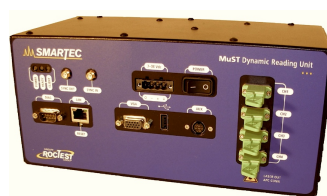
Jako czytnik długości fali zdecydowano zakupić MuST Dynamic model 200 bazujący na analizatorze firmy Micron Optics. Model ten ma następujące parametry pracy:

- powtarzalność pomiaru, rozdzielczość 1 pm ($1 \mu\epsilon/0, 1^\circ\text{C}$);
- zakres pomiarowy długości fali od 1510 do 1590 nm ;
- liczba kanałów pomiarowych: 4 ;
- częstotliwość pomiarowa: 100 Hz ;
- temperatura pracy od 0°C do 50°C ;
- dopuszczalna wilgotność od 0 to 80% , bez kondensacji;
- zasilanie ($100\text{--}240 \text{ V (AC)}$, $47\text{--}63 \text{ Hz}$);
- typowe zużycie energii 35 W , maksymalnie 50 W ;
- gniazda zewnętrzne: do przesyłania danych Ethernet RJ, 4 porty optyczne, gniazdo zasilania;
- gabaryty: $135 \times 268 \times 120 \text{ mm}$, waga ok. 2 kg .

O wyborze aparatury decydowała również spodziewana trwałość efektów inwestycyjnych i badawczych projektu. MuST Dynamic model 200 może być rozbudowany o kolejne 12 linii pomiarowych z ewentualnym zwiększeniem częstości pomiarów do 500 Hz. Czujniki pozostaną na stałe zainstalowane na Stadionie umożliwiając kontynuowanie monitorowania lub okresowe pomiary porównawcze dla potrzeb obowiązkowych przeglądów budowlanych zaś czytnik długości fali będzie mógł być wykorzystywany w innych podobnych aplikacjach oraz do szkoleń i prowadzenia badań w ramach prac doktorskich. Czujniki pokazane są na rys. 7.4(a), a urządzenie pomiarowe MuST Dynamic na rys. 7.4(b).



(a)



(b)

Rysunek 7.4. (a) Widok czujników FBG w opakowaniu fabrycznym, (b) widok czytnika długości fali MuST.

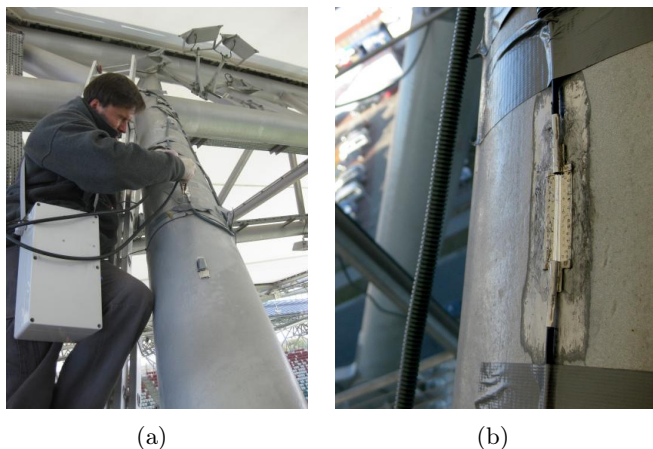
Czujniki światłowodowe do pomiaru odkształceń i temperatury nóg dźwigara zamontowane są fabrycznie do cienkich płytek ze stali nierdzewnej i odkształcają się (termicznie lub mechanicznie) wraz z tymi płytkami. Dla poprawnego pomiaru odkształceń płytki czujników muszą być trwale związane z badanym elementem konstrukcji dźwigara. Zgodnie z wymaganiami producenta płytka czujnika powinna być zgrzana punktowo w kilkudziesięciu miejscach po obu stronach czujnika na całej swojej długości. Natomiast czujnik temperatury należy zgrzewać jedynie w kilku punktach tak, aby pracował niezależnie od deformacji elementu konstrukcji zmieniając wymiary swojej siatki Bragga jedynie pod wpływem temperatury.

Czujniki światłowodowe dostarczane są z certyfikatami producenta podającymi współczynniki czułości odkształceniowej i temperaturowej odpowiednio do rodzaju czujnika. W niektórych przypadkach są to równania kalibracyjne. Wiążą one długość fali światła wskazywaną przez czujnik lub przesunięcie długości fali (w [nm]) z wielkościami fizycznymi – temperaturą i odkształceniem. Na tej podstawie należy w programach komputerowych dostarczanych do obsługi

analizatora długości fali zdefiniować rodzaje czujników wprowadzając właściwe dane kalibracyjne.

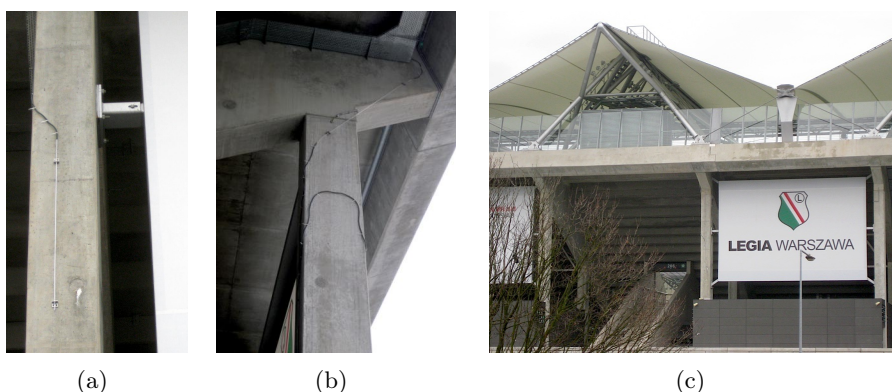
Z inżyniersko-naukowego punktu widzenia największą wartość poznawczą mają często wyniki bardziej złożone jak np. moment gnący w słupie obliczony na podstawie pomiaru odkształceń słupa. Do pomiaru wielkości złożonych należy zdefiniować tzw. makroczujniki będące liniową kombinacją pomiarów z kilku czujników i odpowiednich stałych fizycznych i geometrycznych opisujących elementy konstrukcji. W przypadku pomiaru momentu gnącego będą to współczynnik sprężystości przy zginaniu i moment bezwładności przekroju słupa (obie wielkości uwzględniające rzeczywisty rozkład zbrojenia w słupie), odległość czujników od osi obojętnej zginania, rozszerzalność cieplną żelbetu (dla rozseparowania składowych momentu wywołanych rozszerzalnością cieplną i obciążeniami dynamicznymi od kubiców) oraz charakterystyki odkształceniowe i termiczne czujników.

Dla potrzeb montażu czujników konieczne było opracowanie i wykonanie specjalnej zgrzewarki kondensatorowej umożliwiającej wykonywanie zgrzewów bardzo krótkimi impulsami (ok. 20 ms) prądu o dużym natężeniu (ok. 2700 A). Taka technologia montażu zabezpiecza czujniki przed uszkodzeniem na skutek przegrzania zapewniając jednocześnie zgodność deformacji elementu konstrukcji i zgrzanego do niego czujnika. Rysunek 7.5(a) ilustruje zgrzewanie czujnika odkształceń do nogi dźwigara. Zgrzany punktowo czujnik, po dodatkowym zabezpieczeniu masą silikonową, przedstawia rys. 7.5(b).



Rysunek 7.5. (a) Zgrzewanie czujnika odkształceń do nogi dźwigara, (b) zgrzany punktowo czujnik odkształceń na środkowej nodze dźwigara.

Na słupie i wieńcu stadionu przykręcono czujniki na powierzchni betonu. Sposób mocowania przewiduje zamknięcie obu końców czujnika na sztywno w specjalnych obejmach, które jednocześnie stanowią uchwyty przykręcane do betonu. Konstrukcja uchwytów zapewnia skasowanie luzów pomiędzy czujnikiem a uchwytem i jednoczesną możliwość zmiany wzajemnej odległości uchwytów poprzez ich przesuwanie względem śrub mocujących. Zapewnia to regulację wstępnego napięcia czujników niezbędnego dla poprawnego pomiaru odkształceń wywołanych ścisaniem elementu konstrukcji. Rysunek 7.6(a) ukazuje czujnik odkształceń na słupie stadionu, a rys. 7.6(b) przedstawia czujnik przemieszczeń zamocowany do słupa i wieńca stadionu. Ogólny widok słupa i dźwigara z zamontowanymi czujnikami pokazany jest na rys. 7.6(c).



Rysunek 7.6. (a) Czujnik odkształceń na słupie stadionu, (b) czujnik wzajemnych przemieszczeń wieńca i słupa stadionu, (c) widok stadionu od strony ul. Łazienkowskiej monitorowanego słupa i dźwigara.

7.1.3 Strategie pomiarowe

Tak jak podkreślono na wstępie, najciekawszym naukowo aspektem badań, obok aspektów ekonomicznych, pomiarowych i wdrożeniowych, jest poznanie zachowania konstrukcji w warunkach obciążeń naturalnych wykraczających poza obciążenia statyczne objęte obowiązkiem modelowania i obliczeń na etapie projektowania konstrukcji. Podjęte badania naukowe mają na celu przeanalizowanie wpływu zachowania tłumu na bezpieczeństwo i trwałość konstrukcji oraz dostarczyć danych pomiarowych potrzebnych dla rozwoju nowych metod numerycznych identyfikacji powstawania i rozwoju defektów poprzez analizę odwrotną.

Zdecydowano się na prowadzenie równoległe pomiarów statycznych i dynamicznych. W okresie badań pomiary statyczne prowadzone były co godzinę przez całą dobę dostarczając łącznie ponad 700 wyników w miesiącu dla każdego z dziesięciu zainstalowanych czujników. Pomiary te nie odbiegają od powszechnie stosowanych sposobów długofalowego monitorowania konstrukcji. Ich celem jest uzyskanie charakterystyk deformacji temperaturowych konstrukcji i wyznaczenie trendów deformacji.

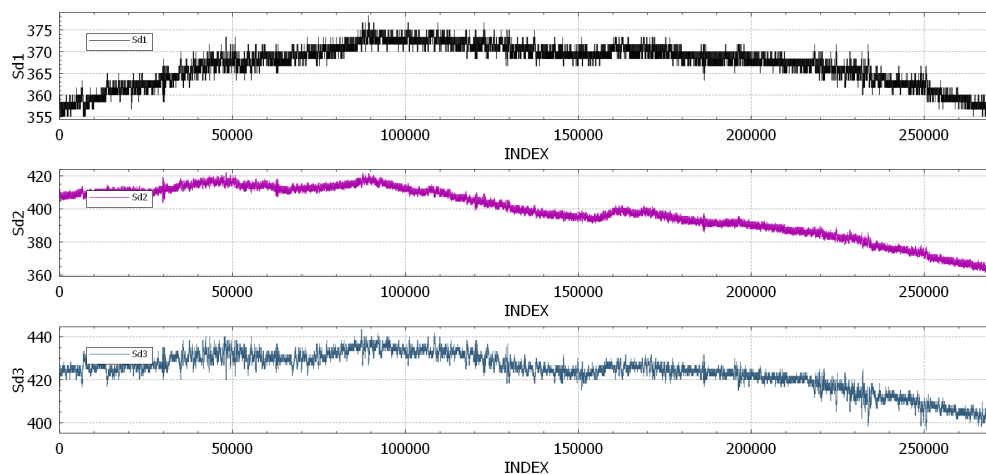
Wiedza ta stanowi podstawę do analizowania ewentualnych odstępstw od normalnego zachowania konstrukcji traktowanych jako sygnały pojawienia się potencjalnych defektów i konieczności podjęcia odpowiednich działań np. przeprowadzenia dodatkowych pomiarów, inspekcji bądź przeglądów czy też doraźnych interwencji jak usuwanie śniegu lub zamknięcie części obiektu.

Pomiary dynamiczne prowadzone są krótkookresowo w celu wyznaczenia charakterystyk dynamicznych konstrukcji pod wpływem obciążeń środowiskowych (np. wiatru, ruchu pojazdów na ul. Łazienkowskiej). Są to pomiary referencyjne niezbędne dla uchwycenia różnic w zachowaniu konstrukcji pojawiających się pod wpływem zachowania tłumu. W tym celu pomiary dynamiczne należy przeprowadzić również podczas masowej imprezy sportowej, najlepiej w czasie meczu. Porównanie pomiarów zarejestrowanych w trakcie meczu i dynamicznych pomiarów referencyjnych stanowi podstawę analizy wpływu zachowania tłumu na pracę i bezpieczeństwo konstrukcji.

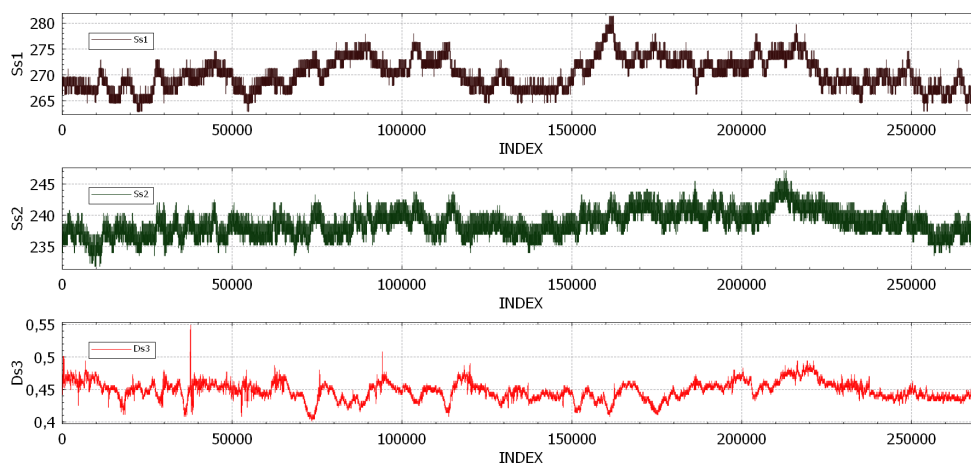
Obie te strategie pomiarowe realizowane są przez ten sam światłowodowy system pomiarowy jednak z wykorzystaniem dwóch różnych programów komputerowych. Pomiary statyczne odbywają się pod nadzorem programu SOFO SDB firmy SMARTEC. Pomiary dynamiczne prowadzone są wykorzystując oprogramowanie firmy Micron Optics.

7.1.4 Wyniki pomiarowe

Rysunki 7.7 i 7.8 zawierają nieprzetworzone dane pomiarowe (nieskompensowane termicznie) zarejestrowane w trakcie meczu *Legia Warszawa – Lech Poznań* w dniu 18 maja 2013 roku. Na poziomych osiach podane są numery kolejnych odczytów. Na osiach pionowych znajdują się wartości zmierzonych odkształceń w jednostkach „microstrain” w przypadku czujników odkształceń (oznaczonych literą „S”) oraz w milimetrach dla czujnika mierzącego przemieszczenia wieńca stadionu względem słupa (oznaczonego literą „D”). Pomiary prowadzono z częstotliwością próbkowania 50 Hz.



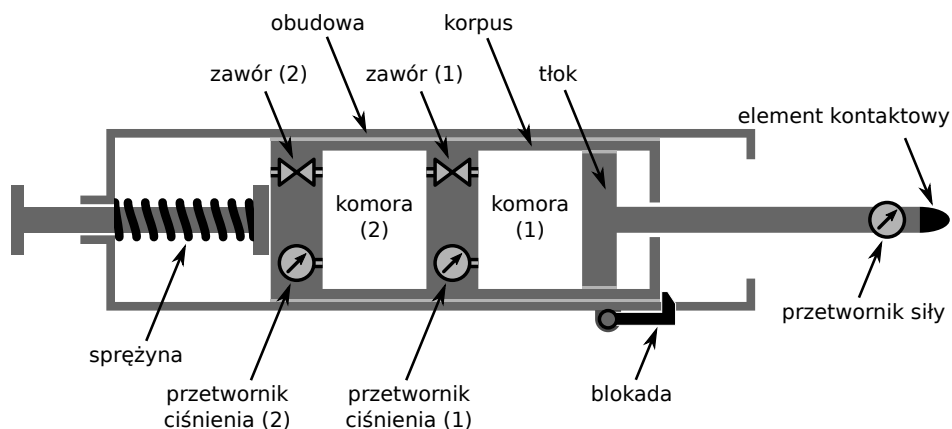
Rysunek 7.7. Zarejestrowane odkształcenia nóg dźwigara.

Rysunek 7.8. Zarejestrowane odkształcenia pionowe słupa ($Ss1$ i $Ss2$) oraz przemieszczeń wieńca ($Ds3$).

7.2 Impaktor – koncepcja obciążania impulsowego konstrukcji

Impaktor to sterowalne, pneumatyczne urządzenie, przeznaczone do generowania pojedynczych, impulsowych obciążeń konstrukcji, o zadanym czasie trwania i amplitudzie. Każde z obciążeń wytworzonych za pomocą impakto-

ra uzyskiwane jest w następstwie wystrzelenia w badaną konstrukcję korpusu z adaptacyjnym układem pneumatycznym. Kształtowanie pożądanego impulsu wymuszającego w czasie rzeczywistym polega na sterowaniu wartością siły uderzenia tego korpusu w badany obiekt. Wielkościami, w oparciu o które steruje się wymuszeniem generowanym przez impaktor, są ciśnienia oraz siła rejestrowane przez przetworniki wbudowane w układ pneumatyczny. Na rys. 7.9 przedstawiono schemat urządzenia.

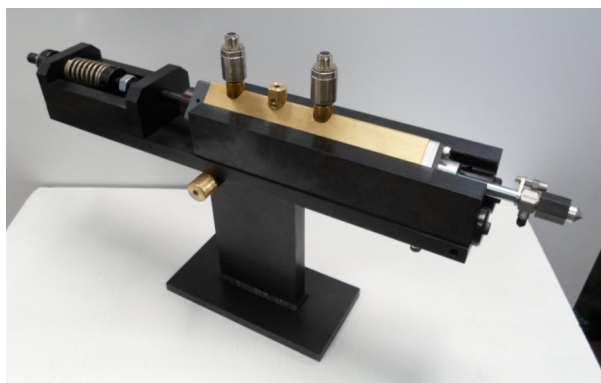


Rysunek 7.9. Schemat budowy impaktora.

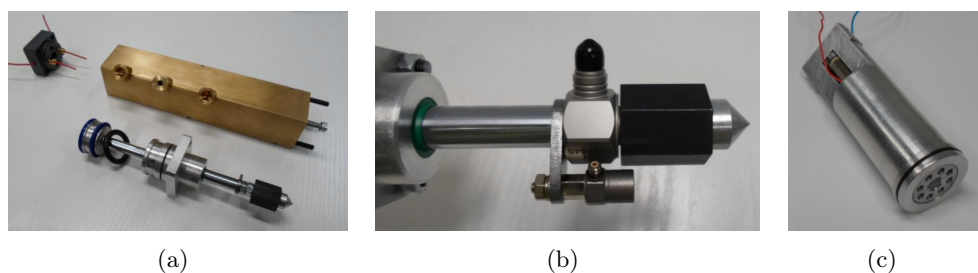
W obudowie impaktora znajduje się komora wraz ze sprężyną oraz osadzony suwliwie korpus, który po napięciu sprężyny utrzymywany jest nieruchomo poprzez blokadę w pozycji początkowej. Korpus podzielony jest na dwie komory: komorę (1) i komorę (2). Objętość komory (2) jest stała, podczas gdy w komorze (1) przestrzeń jest zmienna – zależy od położenia tłoka osadzonego szczelnie w korpusie. Tłok połączony jest z tłoczyskiem zaopatrzonym w przetwornik siły osiowej, zakończonym elementem kontaktowym, za pośrednictwem którego wywiera nacisk na poddaną obciążeniu konstrukcję. Komory (1) i (2) połączone są sterowalnym, piezoelektrycznym zaworem (1), natomiast jedno z wyprowadzeń zaworu (2) jest dostępne na zewnątrz obudowy urządzenia – w celu umożliwienia napełniania komory (2) sprężonym azotem. Przygotowywanie impaktora do pracy obejmuje wtłoczenie odpowiedniej ilości gazu, w celu zapewnienia wymaganych początkowych wartości ciśnień w komorach (1) i (2). Przetworniki ciśnienia (1) i (2), zawór (1) oraz przetwornik siły połączone są do elektronicznego układu sterującego. Ruch posuwisty korpusu wraz z tłokiem i tłoczyskiem wyzwalany jest poprzez zwolnienie blokady. W oparciu o sygnały

pomiarowe rejestrowane przez przetworniki ciśnienia (1) i (2) oraz przez przetwornik siły, realizowane jest sterowanie siłą nacisku elementu kontaktowego na obciążaną konstrukcję, dzięki otwieraniu i zamykaniu przepływu gazu przez zawór (1) podczas uderzenia. Urządzenie nie wymaga zasilania w czasie jego pracy (za wyjątkiem zasilania układu sterującego otwarciem zaworu (1) wraz z połączonymi z nim przetwornikami).

Zachowanie odpowiedniej szczelności układu pneumatycznego zapewnia możliwość wielokrotnego użycia impaktora bez konieczności uzupełniania gazu w jego komorach. Szerszy opis sposobu i urządzenia do generowania obciążenia impulsowego można znaleźć w zastrzeżeniu patentowym [91]. Na rys. 7.10 zilustrowano wykonane urządzenie, a na rys. 7.11 pokazano wybrane jego elementy: korpus wraz z tłoczyskiem i zainstalowanymi przetwornikami oraz zawór.



Rysunek 7.10. Widok ogólny urządzenia.

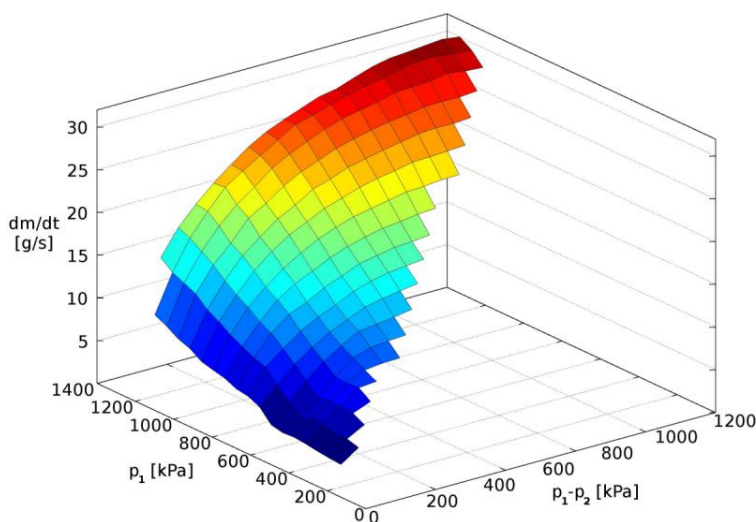


Rysunek 7.11. Wybrane elementy impaktora: (a) korpus oraz tłoczysko, (b) tłoczysko z zainstalowanymi przetwornikami siły i przyspieszeń, (c) zawór piezoelektryczny, łączący komory (1) i (2) korpusu

Utrzymanie właściwości funkcjonalnych użytego aktuatora piezoelektrycznego w zaworze (1), urządzenie wymaga napełniania impaktora czystym azotem. Wynika to z małej odporności tego aktuatora o wilgoć.

Zastosowany w impaktorze zawór piezoelektryczny poddano badaniom szczelności i przepustowości w warunkach występowania różnicy ciśnień między jego wlotem i wylotem. W celu określenia charakterystyki (osiągów) impaktora przeprowadzono badania zaworu piezoelektrycznego z płytkami Hörbigera. Testy zaworu wykonano w seriach – polegały one na przepuszczaniu poprzez badany zawór azotu ze zbiornika o określonej objętości do innego zbiornika, w którym panowało niższe ciśnienie, ustalone przez połączony z nim regulator ciśnienia. Dzięki znajomości ciśnienia i temperatury w pierwszym zbiorniku w kolejnych chwilach trwania każdej z prób, określone zostały wydatki masowe azotu wypływającego z tego zbiornika (równe wydatkom azotu przepływającego przez badany zawór). Pomiar parametrów termodynamicznych strumienia gazu przed i za zaworem w powiązaniu z pomiarem wydatków masowych pozwolił na uzyskanie charakterystyki przepływowej zaworu.

Na rys. 7.12 pokazano zależność wydatku masowego azotu przepływającego przez badany zawór piezoelektryczny w funkcji ciśnienia p_1 panującego na jego wlocie oraz różnicy ciśnień $p_1 - p_2$ między wlotem a wylotem zaworu. Dla małych wartości różnicy ciśnień wydatek masowy azotu jest proporcjonalny do



Rysunek 7.12. Zależność wydatku masowego azotu w funkcji ciśnienia p_1 na wlocie oraz różnicy ciśnień $p_1 - p_2$ na wlocie i wylocie zaworu.

niej – powierzchnia wykresu jest nachylona w tym obszarze w kierunku osi różnicy ciśnień. Natomiast dla dużych wartości różnicy ciśnień wydatek masowy azotu zależy wyłącznie od wartości ciśnienia na wlocie zaworu. Wskazuje to na osiągnięcie liczby Macha równej jeden w najwęższym przekroju strumienia przepływającego przez zawór. W tym obszarze wydatek masowy azotu można zwiększyć wyłącznie przez zwiększenie gęstości gazu wpływającego do zaworu (wskazuje na to nachylenie powierzchni wykresu w kierunku osi ciśnienia na wlocie zaworu). Wykonane urządzenie jest przeznaczone do badań laboratoryjnych i jest obecnie opracowywany algorytm sterowania przepływem gazu w czasie rzeczywistym.

Modelowanie oddziaływania impaktora na badany obiekt (ustrój) wymaga wykorzystania równań mechaniki konstrukcji, równań mechaniki płynów oraz implementacji algorytmu sterowania zaworem. W proponowanym modelu numerycznym tłok wraz z tłoczyskiem traktowane są jako ciało sztywne oraz założona jest równomierność rozkładu ciśnienia, temperatury i gęstości gazu wewnątrz komór urządzenia. Mechaniczna część modelu zawiera równanie ruchu korpusu o masie M_1 oraz równanie ruchu tłoka z tłoczyskiem o masie M_2 , w których uwzględniona jest siła pneumatyczna generowana przez sprężony gaz $p_1 A$, siła tarcia pomiędzy tłoczyskiem a korpusem urządzenia F_T i siła kontaktowa F_C powstająca przy uderzeniu tłoczyska w zewnętrzną konstrukcję:

$$M_1 \ddot{u}_1 + p_1 A + F_T = 0, \quad (7.1a)$$

$$M_2 \ddot{u}_2 - p_1 A - F_T + F_C = 0. \quad (7.1b)$$

Aktywacja urządzenia może być modelowana w przybliżony sposób poprzez zadanie prędkości początkowej korpusu oraz tłoka z tłoczyskiem $\dot{u}_1(0) = \dot{u}_2(0) = V_0$. W pierwszej fazie pracy urządzenia, przed uderzeniem tłoczyska w przeszkodę, siła tarcia równoważy siłę pneumatyczną i cały układ porusza się z taką samą prędkością. Po kontakcie z przeszkodą, gdy tłoczysko zostaje zatrzymane i jego przyspieszenie jest bliskie zeru $\ddot{u}_1 \cong 0$, siła kontaktowa F_C jest równa sumie siły pneumatycznej i siły tarcia, a ruch korpusu opisany jest w przybliżeniu prostym równaniem:

$$M_1 \ddot{u}_1 + F_C = 0, \quad (7.2a)$$

gdzie

$$F_C = p_1 A + F_T. \quad (7.2b)$$

Termodynamiczna część modelu zawiera równanie stanu gazu doskonałego zapisane dla komory (2) o stałej objętości oraz komory (1), której objętość jest modyfikowana poprzez ruch tłoka:

$$p_2 V_2 = m_2 R T_2, \quad (7.3a)$$

$$p_1 V_1 = m_1 R T_1. \quad (7.3b)$$

Gaz znajdujący się w każdej z analizowanych komór podlega termodynamicznemu bilansowi energii, który uwzględnia dostarczanie energii poprzez wymianę ciepła ze ściankami urządzenia dQ , entalpię gazu dodanego lub usuniętego z komory $dm_{in}\bar{H}_{in}$ (lub $dm_{out}\bar{H}_{out}$), zmianę energii wewnętrznej gazu $d(m\bar{U})$ oraz pracę wykonaną przez gaz dW :

$$dQ + dm_{in}\bar{H}_{in} - dm_{out}\bar{H}_{out} - d(m\bar{U}) - dW = 0. \quad (7.4)$$

Równanie (7.4) jest w ogólności identyczne dla obu komór, lecz dla komory (1) człon oznaczający pracę wykonaną przez gaz jest zerowy ze względu na brak zmiany objętości. Ponadto, znak członu oznaczającego entalpię zależy od kierunku przepływu przez sterowalny zawór. Ostatnim elementem modelu jest definicja wydatku masowego zaworu, który zależy od parametrów termodynamicznych gazu w obu komorach oraz od aktualnego otwarcia zaworu. Analityczny wzór określający wydatek masowy przyjmuje zazwyczaj postać:

$$\dot{m} = f(p_1, T_1, p_2, T_2, C), \quad (7.5)$$

gdzie f jest pewną funkcją algebraiczną, której argumentami są ciśnienia i temperatury gazu po obu stronach zaworu oraz współczynnik C określający jego otwarcie. W powyższym wzorze współczynnik C pozostaje stały tylko w przypadku gdy otwarcie zaworu nie zmienia się w czasie procesu. W przypadku układu adaptacyjnego ze sprzężeniem wprzód współczynnik C jest w ogólności funkcją początkowych parametrów układu i czasu, natomiast w przypadku układu adaptacyjnego ze sprzężeniem zwrotnym jest w ogólności funkcją aktualnej odpowiedzi dynamicznej układu:

$$C = f(V_0, p_1^0, p_2^0, t), \quad (7.6a)$$

$$C = f(p_1, p_2, F_C). \quad (7.6b)$$

Układ równań (7.6a) i (7.6b) może być przekształcony do nieliniowego układu sześciu równań różniczkowych (dwa równania ruchu, dwa równania bilansu energii oraz dwa równania przepływu) oraz rozwiązany numerycznie przy pomocy niejawnych lub jawnych metod całkowania.

Z uwagi na znacznie większą sztywność wzbudzonej konstrukcji (np. mostu) od proponowanego układu wymuszającego, w powyższych równaniach można w pierwszym przybliżeniu przyjąć założenie o nieskończonej sztywności konstrukcji. W bardziej dokładnych modelach można uwzględnić podatność konstrukcji uwzględniając wyniki otrzymane z symulacji numerycznych.

Sterowanie impaktorem polega zmianie otwarcia zaworu w czasie uderzenia tak aby uzyskać wstępnie ustalony przebieg siły kontaktowej $F_C^*(t)$ działającej na zewnętrzną konstrukcję. Zadanie takie może być zdefiniowane jako zagadnienie minimalizacji pewnej normy z różnicy uzyskanej i wstępnie założonej siły kontaktowej (odpowiednio $F_C(t)$ i $F_C^*(t)$) przy uwzględnieniu ograniczeń na otwarcie zaworu:

$$\text{Znajdź } C(t) \in \langle C_{min}, C_{min} \rangle \text{ takie, że } \|F_C(t) - F_C^*(t)\| \text{ jest minimalne. (7.7)}$$

Rozwiązanie zadania (7.7) nie jest w ogólności trywialne, dlatego celowe jest wstępne rozwiązanie znacznie prostszego zagadnienia:

$$\text{Znajdź } C(t) > 0 \text{ takie, że } F_C(t) = F_C^*(t). \quad (7.8)$$

Sformułowanie problemu (7.8) pomija ograniczenia narzucone na otwarcie zaworu, lecz jest ono w pełni uzasadnione w analizowanej sytuacji, gdy parametry układu oraz parametry zaworu mogą być wstępnie dobrane. Przy znanej wymaganej zmienności siły kontaktowej $F_C^*(t)$ rozwiązanie zagadnienia (7.8) składa się z następujących kroków:

- obliczenie przemieszczenia korpusu urządzenia $u_1(t)$ na podstawie uproszczonego równania ruchu (7.2a) oraz obliczenie ciśnienia gazu w komorze (1) na podstawie równania (7.2b);
- obliczenie masy i temperatury gazu w komorze (1) na podstawie prawa gazu doskonałego (7.3b) oraz równania bilansu energii (7.4);
- wyznaczenie ciśnienia i temperatury gazu w komorze (2) na podstawie prawa gazu doskonałego (7.3a) oraz termodynamicznego równania bilansu energii (7.4), przy wykorzystaniu znanej z poprzednich obliczeń entalpii dopływającego gazu;
- wyznaczenie współczynnika definiującego zmianę otwarcia zaworu $C(t)$ na podstawie równania przepływu (7.5).

Uzyskanie ujemnej wartości współczynnika przepływu świadczy o nadmiernym wzroście ciśnienia w komorze o stałej objętości oraz implikuje konieczność

otwarcia zaworu awaryjnego (2). Jeżeli uzyskane rozwiązanie zadania (7.8) spełnia ograniczenia na otwarcie zaworu jest ono zarazem poszukiwanym rozwiązaniem ogólniejszego zadania (7.7), które definiuje optymalne sterowanie zaworu. W przeciwnym przypadku konieczne jest bezpośrednie rozwiązanie zadania (7.7), co w ogólności może być wykonane poprzez różnorodną dyskretyzację lub przybliżenie funkcji $C(t)$ oraz zastosowanie metod optymalizacji. Kolejnym krokiem jest realizacja algorytmu sterowania, który ma na celu otrzymanie siły kontaktowej $F_C(t)$ odpowiadającej wyznaczonej optymalnej zmienności otwarcia zaworu. Może być to wykonane na dwa podstawowe sposoby:

- poprzez bezpośrednie zadanie zmiennego w czasie otwarcia zaworu (sterowanie ze sprzężeniem wprzód);
- poprzez sterowanie otwarciem zaworu ze sprzężeniem zwrotnym do siły kontaktowej lub ciśnienia gazu w komorze (1) np. z wykorzystaniem klasycznego algorytmu typu PID lub algorytmu typu PWM.

Zaproponowany model numeryczny impaktora może być wykorzystany nie tylko do znalezienia optymalnej strategii sterowania zaworem, ale również do znalezienia optymalnych parametrów urządzenia przeznaczonego do określonej aplikacji SHM. Podstawowymi parametrami, które należy określić są:

- charakterystyka sprężyny aktywującej urządzenie;
- masa korpusu oraz masa tłoka wraz z tłoczyskiem;
- objętości obu komór oraz początkowe ciśnienia gazu;
- maksymalny wydatek masowy gazu oraz szybkość otwierania zaworu;
- charakterystyka elementu kontaktowego.

Podstawowym kryterium doboru tych parametrów jest możliwość uzyskania pożądanego zakresu wymuszeń konstrukcji $F_C^*(t)$. Dodatkowymi kryteriami są parametry użytkowe impaktora (jego wymiary i masa całkowita) oraz fizyczne ograniczenia dotyczące szczelności układu. Ponadto, charakterystyka wykorzystanego elementu kontaktowego musi zapewniać ciągłość kontaktu urządzenia i konstrukcji.

Przeprowadzone badania eksperymentalne oraz symulacje numeryczne potwierdzają, że proponowane urządzenie umożliwia wygenerowanie dowolnego impulsu siły o zadanym czasie trwania i amplitudzie. Koncepcja impaktora wydaje się mieć potencjał szerokiego zastosowania do impulsowego obciążania konstrukcji stosowanego w wielu metodach monitorowania konstrukcji inżynierskich.

7.3 Wibroakustyczna metoda identyfikacji źródeł hałasu

W zagadnieniach identyfikacji i lokalizacji źródeł aktywności wibroakustycznej maszyn, istotnym problemem jest wizualizacja pól rozkładu wielkości akustycznych na wybranych powierzchniach oraz określenie udziału poszczególnych źródeł w bilansie energetycznym sygnału wibroakustycznego maszyny. Jednymi z metod tego typu badań są metody pomiaru ciśnienia lub natężenia dźwięku, które umożliwiają lokalizację i identyfikację źródeł bez przerywania procesu technologicznego i ingerencji w pracę maszyny.

W ostatnich latach rozwinęły się metody i systemy pomiarowe oparte na wielokanałowych pomiarach wielkości akustycznych przy użyciu specjalnych matryc mikrofonowych. Do tych metod zaliczamy holografię akustyczną (STSF – Spatial Transformation of Sound Fields) oraz metodę kształtowania wiązki (Beamforming), które łączą w sobie pomiar wielopunktowy oraz zaawansowane techniki numeryczne, pozwalające na obliczenie rozkładów ciśnienia i natężenia dźwięku na powierzchni oddalonej od płaszczyzny pomiarowej.

7.3.1 Podstawy metody kształtowania wiązki sygnału akustycznego

Stosowane w wibroakustyce metody formowania wiązki (beamforming) polegają na przestrzenno-czasowym przetwarzaniu sygnału rejestrowanego przez matrycę mikrofonową (rys. 7.13). Identyfikacja źródła odbywa się poprzez analizę zależności amplitudowo-fazowych sygnałów akustycznych padających na poszczególne przetworniki matrycy.



Rysunek 7.13. Widok matrycy mikrofonowej.

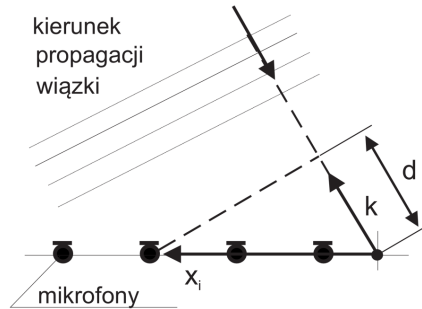
Każdy z mikrofonów matrycy posiadający pozycję określoną wektorem położenia x_i względem przyjętego jej środka, dokonuje pomiaru ciśnienia akustycznego p_i . Ogniskowanie wiązki sygnału w kierunku propagacji fali akustycznej opisanej jednostkowym wektorem falowym k , polega na wprowadzeniu opóźnień czasowych Δ_i dla każdego przetwornika matrycy. Po zsumowaniu opóźnionych odpowiedzi wszystkich przetworników otrzymujemy wypadkowy sygnał $P(k, t)$ w postaci:

$$P(k, t) = \sum_i p_i(t - \Delta_i(k)). \quad (7.9)$$

Często zamiast algorytmu w domenie czasowej stosowana jest jego wersja w dziedzinie częstotliwości i wówczas wypadkowy sygnał $\tilde{P}(k, \omega)$ ma postać:

$$\tilde{P}(k, \omega) = \sum_i \tilde{p}_i(\omega) e^{-j\omega\Delta_i(k)}. \quad (7.10)$$

Wielkości opóźnień czasowych Δ_i wynikają z geometrii matrycy oraz założonego rodzaju fali akustycznej. Na rys. 7.14. przedstawiono przykład kształtowania wiązki akustycznej fali płaskiej.



Rysunek 7.14. Przykład kształtowania wiązki akustycznej fali płaskiej.

Zgodnie z oznaczeniami na powyższym rysunku, opóźnienie czasowe dla fali płaskiej wynosi:

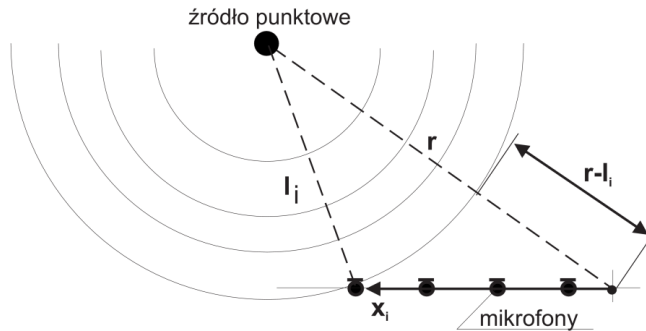
$$\Delta_i = \frac{d}{c} = \frac{kx_i}{c}, \quad (7.11)$$

gdzie c – prędkość propagacji fali dźwiękowej.

W przypadku źródła punkowego fala akustyczna ma charakter kulisty i wówczas obliczenia lokalizacji źródła wykorzystują zależność na wielkość opóźnień czasowych:

$$\Delta_i = \frac{r - l_i}{c}, \quad (7.12)$$

gdzie r – odległość środka matrycy od źródła punkowego, l_i – odległość i -tego mikrofonu od źródła punkowego. Przykład kształtowania wiązki akustycznej fali kulistej podany jest na rys. 7.15.

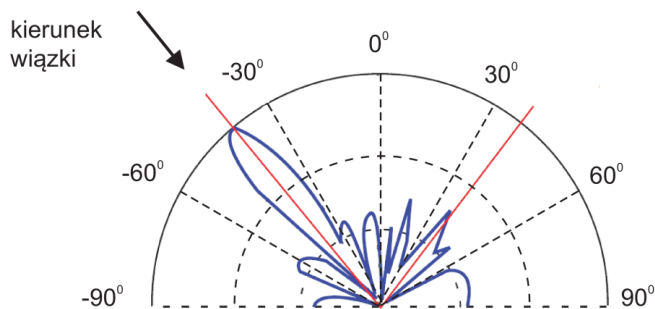


Rysunek 7.15. Przykład kształtowania wiązki akustycznej fali kulistej.

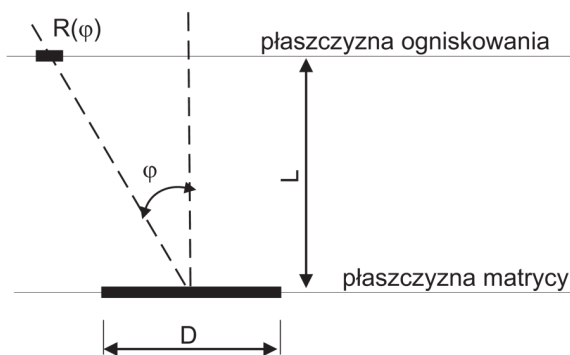
Przeprowadzenie operacji sumowania z opóźnieniem (ang. „delay and sum”) dla całej matrycy mikrofonowej prowadzi do koherentnego dodawania amplitud fali z wybranego kierunku. Niekoherentna superpozycja fal z pozostałych kierunków powoduje natomiast zmniejszenie amplitudy tych fal i osłabienie ich wpływu w wypadkowym sygnale $P(k, t)$.

Wraz ze zmianą kierunku ogniskowania i częstotliwości fali, w przebiegu charakterystyki kierunkowej matrycy pojawiają się niekorzystne listki boczne ograniczające dynamikę wypadkowego sygnału i pogarszające wyniki identyfikacji źródła. Przykładowa charakterystyka kierunkowa matrycy beamformingowej przedstawiona została na rys. 7.16.

Ponieważ charakterystyka kierunkowa matrycy zależna jest od przestrzennego rozmieszczenia przetworników, geometria ich położenia jest zoptymalizowana pod kątem ograniczenia wpływu listków bocznych. Wykorzystywane w pomiarach matryce zawierają zazwyczaj od 30 do 120 mikrofonów rozłożonych w sposób losowy. Przebieg charakterystyki kierunkowej amplitudy sygnału akustycznego ma również znaczący wpływ na zdolność rozdzielczą układu (rys. 7.17), rozumianą jako zdolność do odróżnienia fal padających z kierunków do siebie zbliżonych.



Rysunek 7.16. Przykład charakterystyki kierunkowej matrycy.



Rysunek 7.17. Zależność rozdzielczości od parametrów geometrycznych układu.

Z kryterium Rayleigh'a, które stwierdza, że maksimum jednego obrazu dyfrakcyjnego leży w miejscu minimum drugiego obrazu, wynika wzór na rozdzielczość przestrzenną R w płaszczyźnie ogniskowania:

$$R(\varphi) = \frac{a}{\cos^3(\varphi)} \frac{L}{D} \lambda, \quad (7.13)$$

gdzie a – parametr zależny od kształtu geometrycznego matrycy (dla matrycy kołowej $a \cong 1.22$), λ – długość fali, D – średnica charakterystyczna matrycy, L – odległość matrycy od płaszczyzny ogniskowania, φ kąt odchylenia kierunku ogniskowania wiązki od centralnej osi matrycy. Z powyższej relacji na rozdzielczość przestrzenną R wynika, że rozdzielczość ta w kierunku centralnym będzie pogarszała się wraz ze wzrostem odległości od płaszczyzny matrycy oraz ze zmniejszeniem się częstotliwości fali akustycznej. Rozdzielczość na płaszczyźnie ogniskowania zależy również od członu $\frac{1}{\cos^3(\varphi)}$, malejąc wraz z oddalaniem się od centralnej osi matrycy.

Minimalna rozdzielczość oraz wielkość listków bocznych w charakterystyce kierunkowej decydują głównie o zakresie stosowalności metody w pomiarach związanych z identyfikacją i lokalizacją źródeł aktywności wibroakustycznej maszyny.

7.3.2 Badania eksperymentalne

Obiektem wstępnych badań związanych z identyfikacją źródeł aktywności wibroakustycznej maszyn metodą kształtowania wiązki był, współpracujący z systemem niezależnych siłowników, zasilacz hydrauliczny typu Silentflo firmy MTS. Z metodologicznego punktu widzenia interesujące jest określenie możliwości zastosowania metody kształtowania wiązki (beamformingu) w przypadku złożonych urządzeń posiadających źródła o małej aktywności wibroakustycznej, co było spełnione w przypadku badanego obiektu.

Do badań zastosowano 36 mikrofonową matrycę firmy Bruel&Kjaer w kształcie kołowym, o stochastycznie rozmieszczonych przetwornikach współpracującą z systemem PULSE, służącym do pomiaru, rejestracji i przetwarzania sygnału akustycznego. Widok stanowiska badawczego wraz z matrycą mikrofonową przedstawiono na rys. 7.18.



Rysunek 7.18. Widok stanowiska badawczego wraz z matrycą mikrofonową.

W badaniach przyjęto następujące, główne parametry systemu pomiarowego:

- obszar pomiaru na płaszczyźnie ogniskowania: proporcjonalny do $1,15 L$ przy kącie $\varphi = 300^\circ$;
- odległość matrycy od płaszczyzny ogniskowania: $L = 1,5 m > D = 0,6 m$;
- rozdzielczość przestrzenna: $R \cong \frac{L\lambda}{D}$;

- zakres częstotliwości pomiarowych od 500 Hz do 8 kHz. Zakres częstotliwości pomiarowych ograniczony jest od dołu przez rozdzielczość przestrzenną, natomiast od góry przez maksymalną amplitudę listków bocznych w charakterystyce kierunkowej matrycy.

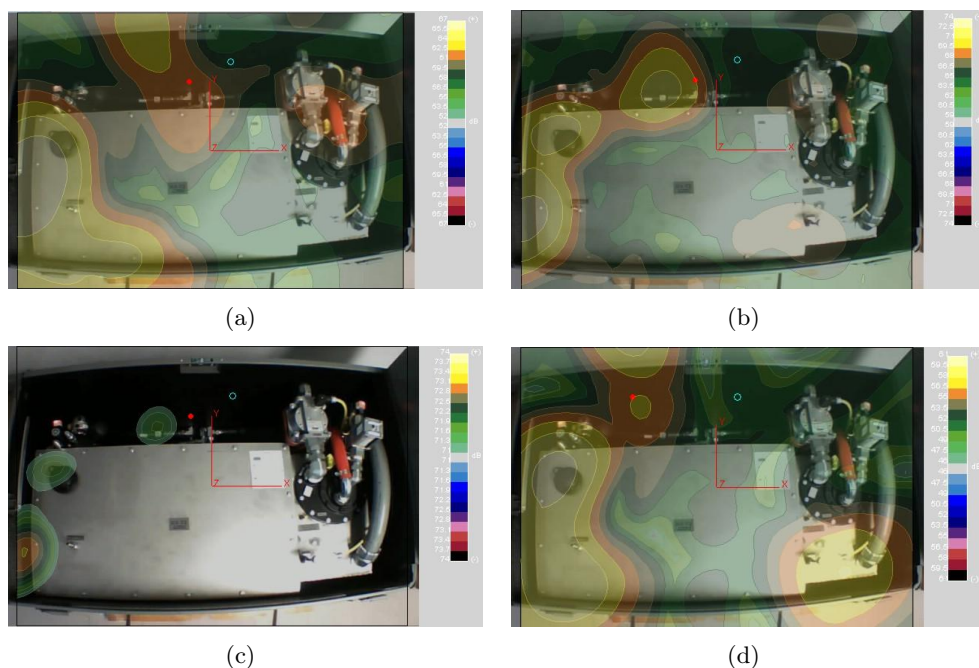
W badanym zasilaczu hydraulicznym występują źródła zarówno o charakterze wymuszeń mechanicznych (silnik napędzający, pompa, układy regulacji itp.), jak również wymuszeń przepływowych (instalacja hydrauliczna, instalacja chłodzenia wodnego, filtry przepływowe itp.). Przyjęty zakres badanych częstotliwości zawiera efekty wibroakustyczne obu typów źródeł z uwzględnieniem ich wzajemnego oddziaływania.

Przedstawione przykładowe rozkłady przestrzenne sygnałów akustycznych, obejmują 1/3-oktawowe pasma częstotliwości, z możliwością zmiany wartości progów dyskryminacji amplitudy sygnału celem lokalizacji poszczególnych źródeł.

Na rys. 7.19(a) i 7.19(b) przedstawiono graficznie rozkłady ciśnienia akustycznego w płaszczyźnie górnej obudowy podstawowych zespołów funkcjonalnych zasilacza (silnik, pompa, zbiornik, chłodnica, zawory) dla częstotliwości środkowych filtrów tercjowych odpowiednio 2 kHz i 3,15 kHz. Jako próg dyskryminacji amplitudy sygnału ciśnienia akustycznego przyjęto na rys. 7.19(a) i rys. 7.19(b) wartość poziomu mniejszą o 15 dB od poziomu maksymalnego w danym paśmie tercjowym. Zastosowanie progu dyskryminacji o wartości poziomu sygnału zbliżonej do poziomu maksymalnego pozwala na dokładniejszą lokalizację poszczególnych źródeł, co przykładowo pokazano na rys. 7.19(c), który przedstawia rozkład poziomu ciśnienia akustycznego w 1/3 oktawowym paśmie częstotliwości o częstotliwości środkowej 3,15 kHz przy zmianie poziomu dyskryminacji do wartości 3 dB.

Metoda beamformingu jest bardzo przydatna do obserwacji zmian aktywności wibroakustycznej maszyny przy zmianach jej parametrów eksploatacyjnych. Dla przykładu na rys. 7.19(d) podano charakterystykę rozkładu przestrzennego ciśnienia akustycznego przy zmniejszonym, rozruchowym ciśnieniu roboczym zasilacza hydraulicznego.

Podane w postaci graficznej, wstępne rezultaty badań przedstawiają jedynie możliwości prezentowanej metody. Należy podkreślić, iż wszystkie wyniki rejestrowane są w postaci cyfrowej i możliwa jest ich szeroka analiza różnego rodzaju metodami przetwarzania sygnałów. Pozwala to również na prowadzenie statystycznej obróbki danych i archiwizacji wyników badań. Otrzymane rezultaty badań w pełni potwierdzają zalety metody beamformingu w określeniu lokalizacji i identyfikacji źródeł aktywności wibroakustycznej maszyn.



Rysunek 7.19. Rozkład poziomego ciśnienia akustycznego w 1/3 oktawowym paśmie częstotliwości o częstotliwości środkowej: (a) 2 kHz, b) 3,15 kHz, c) 3,15 kHz – próg 3 dB, d) 2 kHz przy zmniejszonym ciśnieniu roboczym zasilacza.

7.4 Wykrywanie delaminacji w kompozytach metodą termiczną

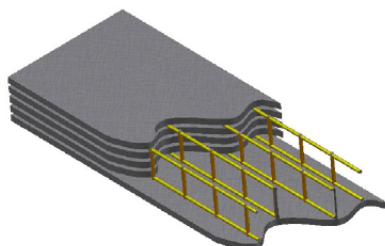
7.4.1 Wstęp

Warstwowe kompozyty polimerowe zbrojone włóknem ciągłym (ang. *Fibre Reinforced Polymers*, FRP) stanowią istotną grupę nowoczesnych materiałów konstrukcyjnych. Ich rozwój zapoczątkowany został w pierwszej połowie XX w., kiedy to opanowano proces przemysłowej produkcji żywic syntetycznych, stanowiących lepisczce zapewniające rozdział obciążenia zewnętrznego między włókna. Drugim wydarzeniem, które przyczyniło się w znaczący sposób do rozwoju tej grupy materiałów było, przypadające na lata 50 i 60-te XX wieku udoskonalenie technologii wytwarzania włókien. Obecnie kompozyty typu FRP wykorzystywane są w technice lotniczej i astronautyce, przemyśle samochodowym, wytwórstwie sprzętu sportowego oraz – coraz częściej – w budownictwie lądowym, w tym jako elementy zwiększające nośność konstrukcji mostowych.

Przykładem zastosowania kompozytów na osnowie polimerowej zbrojonych włóknami szklanymi w budownictwie lądowym jest konstrukcja mostu położonego w pobliżu miejscowości Amarillo (Texas, USA) nad rzeką Sierrita de la Cruz [92]. Most ten został oddany do użytku w 2001 roku, jego konstrukcja łączy tradycyjne elementy żelbetowe i stalowe z prętami epoksydowo-szklanymi. Gotowe panele kompozytowe stanowią podstawowy element konstrukcji pokładu mostu drogowego zbudowanego w okolicach Pittsburga (Kansas, USA) [93]. Rośnie także zainteresowanie lekkimi, szybko montowanymi i łatwo demontowanymi kładkami kompozytowymi.

Pomimo niepodważalnych zalet użycia kompozytów FRP w konstrukcjach mostowych, ich stosowanie nie jest powszechne i ogranicza się raczej do konstrukcji demonstracyjnych. Przyczyną tego stanu rzeczy jest brak potwierdzonej, długoletniej trwałości wspomnianych powyżej rozwiązań w zróżnicowanych warunkach klimatycznych oraz w szerokim zakresie obciążeń eksploatacyjnych. Kompozyty FRP cechuje bowiem bardzo złożony mechanizm powstawania uszkodzeń [94], co sprawia że metody klasycznej mechaniki pękania nie mogą być w łatwy sposób wykorzystane w ocenie bezwarunkowej żywotności zmęczeniowej elementów wykonanych z tych materiałów. W efekcie, obiekty zbudowane z elementów kompozytowych zbrojonych włóknami ciągłymi powinny być poddawane systematycznym badaniom umożliwiającym ocenę ich stanu poprzez zastosowanie metod NDT (ang. *Non-Destructive Testing*) lub SHM (ang. *Structural Health Monitoring*). Poniżej przedstawiono wyniki badań dotyczących możliwości wykrywania delaminacji – jednego z najbardziej groźnych uszkodzeń pojawiających się w kompozytach warstwowych.

Proponowany system identyfikacji delaminacji składa się z trójwymiarowej sieci elektrycznej, nazywanej dalej siecią TGrid, zintegrowanej z badanym materiałem oraz źródła zasilania. Schemat takiej struktury zilustrowano na rys. 7.20. Detekcja delaminacji jest oparta na założeniu, że równocześnie z jej rozwojem następuje uszkodzenie elementów poprzecznych sieci TGrid. W efekcie elementy te nie przewodzą prądu elektrycznego, a co za tym idzie przestają stanowić wewnętrzne, liniowe źródło ciepła. Bezpośrednim następstwem zaburzenia rozkładu źródeł ciepła w materiale jest zmiana rozkładu temperatury na powierzchni badanej próbki kompozytu, która może być obserwowana za pomocą kamery termowizyjnej.



Rysunek 7.20. Schemat struktury kompozytowej ze zintegrowanym obwodem elektrycznym TGrid.

7.4.2 Modelowanie numeryczne

Przedmiotem badań była próbka wykonana z materiału kompozytowego o wymiarach $32 \times 22,4 \times 5,6$ mm. Opracowano model numeryczny struktury z wbudowanym obwodem elektrycznym TGrid, a następnie przeprowadzono symulację rozkładu temperatury na powierzchni tego elementu, generowanego w wyniku wystąpienia uszkodzeń o różnych rozmiarach. Na podstawie tych analiz określono wpływ zaburzenia rozkładu liniowych źródeł ciepła w elemencie kompozytowym na rozkład temperatury obserwowany na jego powierzchni. Wartości współczynnika konwekcji zmieniały się w zakresie $10\text{--}30 \frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{K}}$. Stała siatki, tj. najmniejsza odległość pomiędzy sąsiadującymi źródłami wynosiła 3,2 mm. W obliczeniach założono że temperatura otoczenia jest równa 20°C , a maksymalna temperatura przyłożona w węzłach siatki wynosi 30°C .

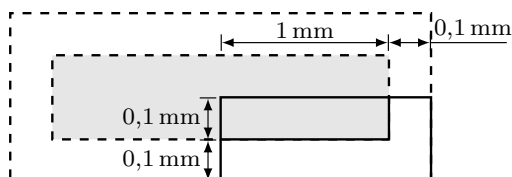
Opisane powyżej symulacje wykonano dla kompozytu szklano-epoksydowego zbrojonego jednokierunkowo, o konfiguracji warstw (90/0/90/0/90/0/90/sym). Współczynnik przewodności cieplnej k , gęstość ρ i ciepło właściwe c_v dla poszczególnych składników materiałowych kompozytu przyjęto zgodnie z tabelą 7.1. Założono udział objętościowy włókna na poziomie 0,45. Wymiary geometryczne włókna i reprezentatywnej komórki elementarnej przedstawiono na rys. 7.21. Do obliczenia makroskopowych, efektywnych parametrów materiałowych wykorzystano model homogenizacji oparty na równaniach bilansu cieplnego dla przepływu strumienia ciepła przez reprezentatywną objętość próbki (por. [95]).

Model numeryczny MES został oparty na następujących założeniach upraszczających:

- średnica drutu jest mała w stosunku do stałej siatki zdefiniowanej jako odległość pomiędzy sąsiednimi elementami poprzecznymi;

Tabela 7.1. Własności materiałowe osnowy i włókna szklanego.

Parametr	Żywica	Włókno szklane
Współczynnik przewodności cieplnej, k [W/(K m)]	0,24	1
Gęstość, ρ [kg/m ³]	1100	2520
Ciepło właściwe, c_v [J/(kg K)]	750	787



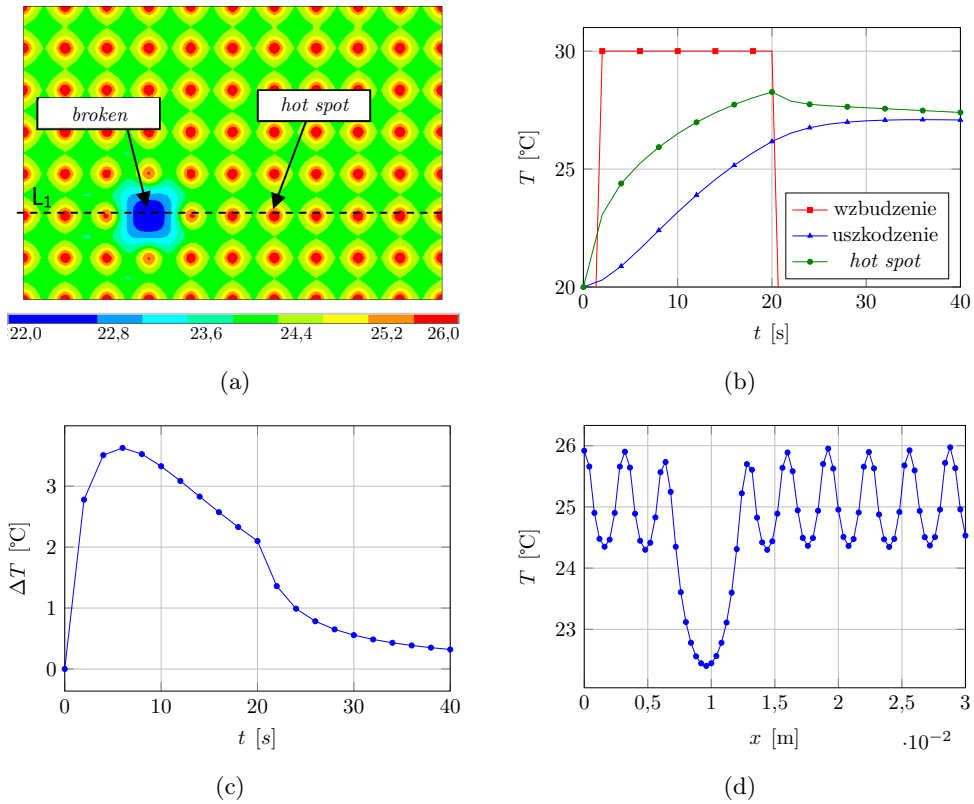
Rysunek 7.21. Wymiary geometryczne reprezentatywnego wycinka próbki.

- elementy doprowadzające mają bardzo mały (w stosunku do elementów grzejnych) opór właściwy i tak dobrany przekrój poprzeczny, aby ich temperatura nie wzrosła o więcej niż 70 mK;
- ciepło odprowadzane jest do otoczenia w wyniku konwekcji, powierzchnie brzegowe prostopadłe do płaszczyzny modelowanego elementu są izolowane.

W efekcie przyjętych założeń w modelu numerycznym elementy poprzeczne siatki TGrid modelowano jako liniowe źródła ciepła poprzez narzucenie na węzły znajdujące się w miejscach ich występowania temperaturowych warunków brzegowych, co sprowadziło zadanie do rozwiązania standardowego Fourierskiego równania przewodnictwa cieplnego.

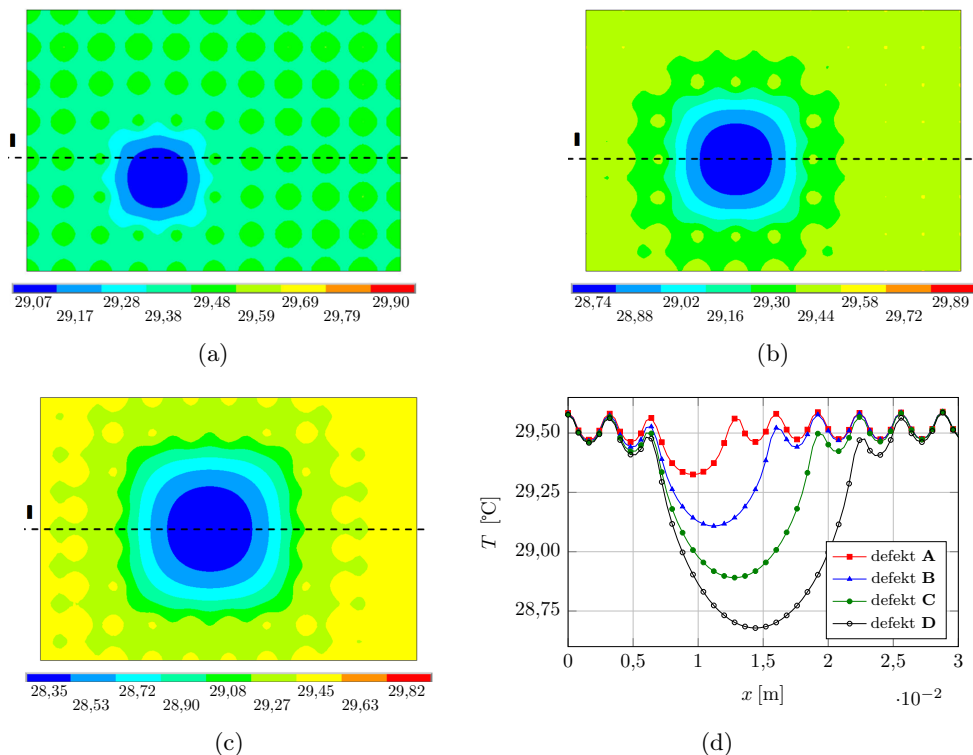
Symulacje numeryczne przeprowadzono z wykorzystaniem stacjonarnego oraz zmiennego wymuszenia temperaturowego. Modelowano cztery różne przypadki uszkodzenia:

- defekt **A** o rozmiarze ok. 6×6 mm, modelowany poprzez eliminację pojedynczego źródła ciepła (por. rys. 7.22(a));
- defekt **B** o rozmiarze ok. 9×9 mm, modelowany poprzez eliminację 4 źródeł ciepła (por. rys. 7.23(a));
- defekt **C** o rozmiarze ok. 12×12 mm, modelowany poprzez eliminację 12 źródeł ciepła (por. rys. 7.23(b));
- defekt **D** o rozmiarze ok. 15×15 mm, modelowany poprzez eliminację 16 źródeł ciepła (por. rys. 7.23(c)).



Rysunek 7.22. Wzbudzenie sygnałem prostokątnym: (a) rozkład temperatury na powierzchni próbki, (b) sygnał wzbudzający i odpowiedź w dwóch charakterystycznych punktach: *broken* oraz *hot spot*, (c) różnica temperatury pomiędzy punktami charakterystycznymi *broken* i *hot spot*, (d) rozkład temperatury wzdłuż linii L_1 przechodzącej przez środek uszkodzenia w chwili $t = 8$ s.

Na podstawie przeprowadzonych obliczeń określono różnice pola temperatury w obszarze uszkodzenia oraz w obszarach sąsiednich dla uszkodzeń o różnych rozmiarach. Przeprowadzono także testy umożliwiające wstępną ocenę efektywności metody dla próbek o różnych grubościach. Wyniki uzyskane numerycznie wykazały możliwość identyfikacji defektu, tzn. jego rozmiaru i położenia, nawet przypadku założenia stosunkowo niewielkiego uszkodzenia.

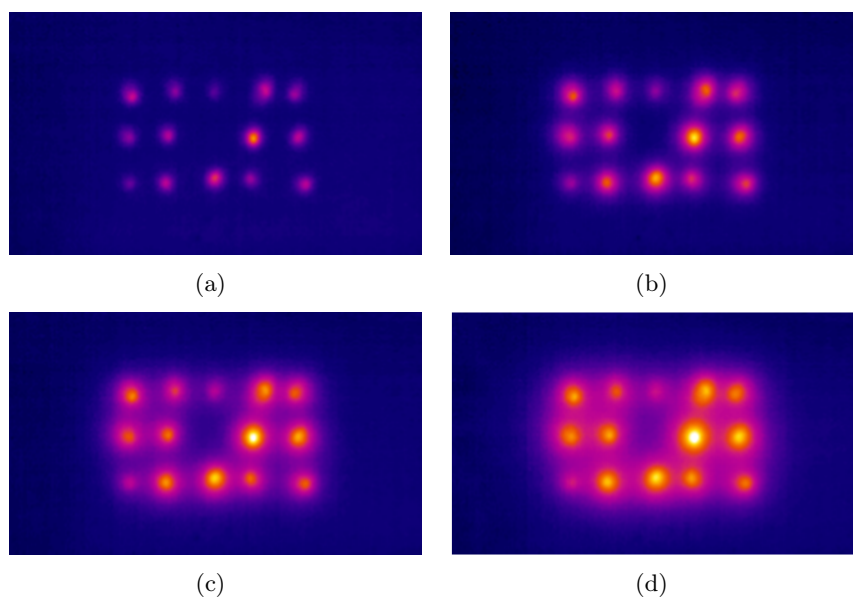


Rysunek 7.23. Wzbudzenie stacjonarne: rozkład temperatury dla uszkodzeń: (a) B, (b) C, (c) D, (d) rozkłady temperatur wzdłuż linii przechodzącej przez środek defektu dla scenariuszy uszkodzeń A, B, C i D.

7.4.3 Testy laboratoryjne

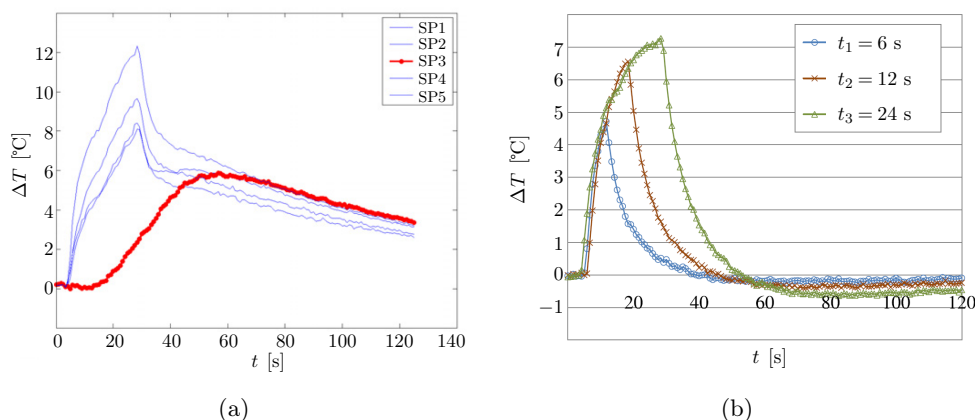
Badania eksperymentalne zostały przeprowadzone na próbkach kompozytu szklano-epoksydowego, o udziale masowym włókna ok. 60%, złożonego z 8 warstw tkaniny dwukierunkowej. W próbce materiału wywiercono 3 rzędy otworów poprzecznych o bardzo małej średnicy, następnie wprowadzono elementy rezystancyjne obwodu elektrycznego wykonane z aluchromu o średnicy $1,2 \cdot 10^{-4}$ m. Przewody bezstratne umieszczono na jednej z powierzchni brzegowych próbki. Całość została zalana żywicą epoksydową (tą samą, z której została wykonana próbka). Grubość badanej próbki wynosiła 4 mm. Łącznie zainstalowano w niej 14 elementów poprzecznych, stanowiących wewnętrzne, zintegrowane źródła ciepła. Źródła te zostały rozmieszczone w odległości 5 mm od siebie (por.

rys. 7.24), w trzech rzędach L1 (rząd górny), L2 (rząd środkowy) i L3 (rząd dolny). W rzędzie środkowym (L2) pominięto jedno źródło ciepła (trzeci element poprzeczny), którego nieobecność symulował uszkodzenie. W celu podniesienia wartości współczynnika emisyjności podczas przeprowadzenia pomiarów kamerą termowizyjną, powierzchnię czołową próbki pomalowano czarną farbą. Obwód zasilono prądem o natężeniu 1,1 A.

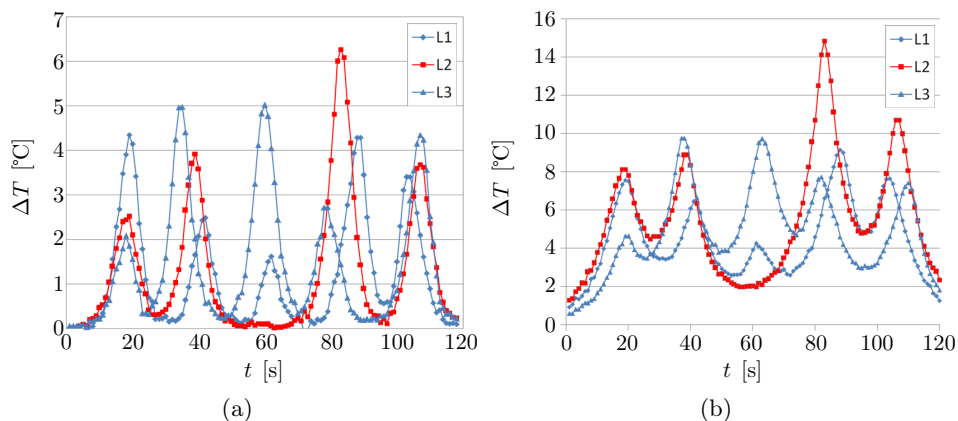


Rysunek 7.24. Wyniki badań eksperymentalnych – rozkład temperatury na powierzchni płytki po upływie (a) 6 s, (b) 12 s, (c) 18 s, (d) 24 s od początku nagrzewania.

W kolejnych etapach eksperymentu, obwód elektryczny wzbudzano prostokątnymi sygnałami napięciowymi, których czasy trwania wynosiły: 6, 12 i 24 s. Wygenerowane wskutek przepływu prądu, zmienne w czasie pole temperatury obserwowano kamerą FLIR 325A, o rozdzielczości 70 mK i częstotliwości próbkowania 60 Hz. Przebiegi czasowe odpowiedzi zarejestrowane w punktach zlokalizowanych bezpośrednio nad źródłami umieszczonymi w środkowym rzędzie (por. rys. 7.24) oraz symulowanym uszkodzeniem przedstawia rys. 7.25. Termogramy zarejestrowane w 6, 12, 18 i 24 s względem początku sygnału wzbudzającego przedstawia rys. 7.24. Rozkład temperatury wzdłuż linii L1, L2 i L3 zarejestrowany w 6 i 24 sekundy (por. rys. 7.26) wskazuje na znaczną różnicę wartości temperatury w obszarze symulowanego uszkodzenia i pozostałego obszaru.



Rysunek 7.25. Wyniki badań eksperymentalnych: (a) zmiany temperatury w punktach P1-P5 obserwowane podczas wzbudzenia prostokątnym sygnałem napięciowym (24 s), (b) zmiany różnicy temperatury mierzonej bezpośrednio nad symulowanym uszkodzeniem i średniej wartości dla pozostałych punktów.



Rysunek 7.26. Rozkład temperatury wzdłuż linii L1, L2 i L3 po upływie (a) $t = 6$ s, (b) $t = 24$ s.

7.5 Modelowanie procesu twardnienia betonu

Beton jest najpowszechniej stosowanym materiałem konstrukcyjnym używanym na świecie – w 2012 roku światowa produkcja cementu, najważniejszego składnika betonu, wyniosła 3 700 milionów ton [96]. Beton powstaje ze zmieszania cementu, kruszywa grubego i drobnego, wody oraz domieszek i dodatków. Kształtowanie właściwości betonu zachodzi w trakcie jego twardnienia, podczas

którego wydzielają się duże ilości ciepła na skutek egzotermicznej hydratacji składników cementu. Energia cieplna wydzielona w trakcie procesu twardnienia betonu może spowodować znaczne wzrosty temperatury masywu betonowego, zaś zmiany objętościowe betonu wywołane zmianami temperatury wywołują ryzyko spękania materiału, zwłaszcza w młodym betonie. Wynika to z faktu, że w początkowym okresie dojrzewania wytrzymałość materiału jest niska, zaś naprężenia wywoływane zróżnicowaniem temperatury są znaczące. Dlatego ważne jest aby móc monitorować rozwój temperatury w obiekcie i przeciwdziałać takim sytuacjom. Szczególnie ważne ze względów praktycznych jest poznanie procesu twardnienia betonów w elementach masywnych, tj. elementach o wymiarach rzędu jednego metra lub większych (według kryterium zaproponowanego w pracy [97] najmniejszy wymiar elementu masywnego powinien mieć co najmniej 0,5m), ponieważ są to zjawiska szkodliwe, mające zasadniczy wpływ na obniżenie trwałości i innych parametrów funkcjonalnych konstrukcji betonowych. Możliwe są dwie strategie identyfikacji pola temperatury w twardniejących elementach betonowych:

1. pomiar temperatury w trakcie dojrzewania rzeczywistej konstrukcji,
2. oszacowanie pola temperatury w obiekcie rzeczywistym za pomocą modelu numerycznego.

Zaletą pierwszego rozwiązania jest możliwość kontroli procesu dojrzewania betonu on-line. Pomiar temperatury pozwala m.in. na ocenę stopnia dojrzałości konstrukcji, wskazanie bezpiecznego czasu usunięcia szalunku czy sprawdzenie prawidłowości wybranego rozwiązania materiałowego. Do wad należy zaliczyć ograniczoną możliwość reakcji w sytuacji awaryjnej np. przy przekroczeniu maksymalnej dopuszczalnej temperatury w obiekcie. Dlatego drugie rozwiązanie – numeryczny model rozkładu temperatury – stanowi dobre uzupełnienie systemu pomiarowego. Za pomocą systemu numerycznego przewidywania temperatury możliwe jest m.in. zaprojektowanie optymalnej mieszanki dla danej konstrukcji, wybór odpowiedniego programu pielęgnowania minimalizującego ryzyko wystąpienia rys termicznych, czy zaproponowanie optymalnego systemu chłodzenia.

W dalszej części przedstawiono innowacyjną procedurę monitorowania procesu twardnienia betonów, w której zasadniczą rolę odgrywa numeryczny model efektów termicznych, pozwalający szacować temperaturę twardniejącego ustroju betonowego. Modelowanie rozkładu temperatury odbywa się na podstawie indywidualnych parametrów materiałowych (ciepło właściwe, przewodnictwo cieplne, ciepło twardnienia) charakteryzujących każdy rodzaj betonu, które wyznaczone są w warunkach laboratoryjnych. Tradycyjnie ciepło hydratacji wyznacza się na podstawie badań normowych. Normy europejskie i przyjęte na ich pod-

stawie normy polskie podają dwie metody badania ciepła hydratacji cementów: metodę rozpuszczania PN-EN 196-8 i metodę semiadiabatyczną PN-EN 196-9. Jednak procedury te zostały zaprojektowane do badań normowych zapraw cementowych i mają ograniczony stopień zastosowania do badania ciepła twardnienia betonów zawierających kruszywo grube. Pozostałe parametry materiałowe wyznaczone są np. metodą *hot wire* [98] lub za pomocą metod ultradźwiękowych [99]. Zwięzły opis standardowych technik wyznaczania parametrów termicznych betonów został przedstawiony w pracy [100]. Niestety właściwości termiczne betonu są najczęściej parametrami ignorowanymi i najmniej zrozumianymi dla ogółu inżynierii betonu i budownictwa [100] i mimo ich zmienności najczęściej wartości współczynników termofizycznych przyjmowane są jako stałe, niezależne od wieku betonu, a często nawet składu. Przegląd wartości współczynników materiałowych stosowanych przez różnych autorów został przedstawiony w pracy [101]. Standardowym podejściem jest uzależnienie wartości danego parametru (ξ) od składu mieszanki [102]:

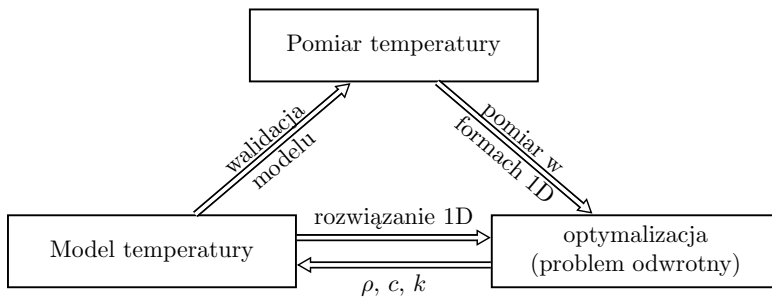
$$\xi = \sum_{i=1}^n \omega_i \xi_i, \quad (7.14)$$

gdzie ω_i oznacza procentową zawartość składnika o wartości szukanego parametru (współczynnika przewodnictwa cieplnego, ciepła właściwego) ξ_i ; n oznacza ilość składników betonu.

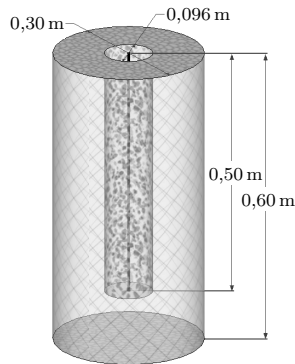
Jednak ze względu na fakt, iż w elementach masywnych ciepło wydzielane w czasie procesów twardnienia nie może być swobodnie oddane do otoczenia, mogą powstać w elemencie masywnym znaczne różnice temperatury. Sprawia to, że procesy twardnienia przebiegają niejednakowo w całej objętości, a co za tym idzie również parametry termofizyczne zmieniają się niejednakowo w całym obiekcie. Istotą proponowanej metody są punktowe pomiary temperatury w tzw. jednowymiarowych próbkach betonowych, a następnie identyfikacja termicznych właściwości betonów jako funkcji stopnia dojrzałości betonu. Uzyskane w ten sposób parametry są wykorzystywane do obliczania rozkładu pola temperatury dla obiektów masywnych o dowolnej geometrii. Przedstawiony model składa się z trzech powiązanych ze sobą modułów:

- pomiaru temperatury;
- numerycznego modelu przewodnictwa ciepła;
- rozwiązania jednowymiarowego, odwrotnego zagadnienia przewodnictwa ciepła.

Schemat obrazujący powiązania pomiędzy poszczególnymi elementami został przedstawiony na rys. 7.27. Pomiary temperatury w warunkach laboratoryjnych wykonywane są w formie o kształcie walca (tzw. pomiary 1D), jej schemat został przedstawiony na rys. 7.28. Jest ona zbudowana z cylindrycznej komory pomiarowej izolowanej termicznie od otoczenia za pomocą dwóch warstw pianki polietylenowej o zamkniętych porach. Średnica wewnętrzna komory pomiarowej wynosi 96 mm, zaś wysokość 500 mm. Pomiary wykonywane są za pomocą punktowych mierników temperatury (typ LM35) rozmieszczonych wzdłuż osi walca w odległościach 50, 200, 350 i 500 mm od spodu próbki. Dodatkowo monitorowana jest temperatura w pomieszczeniu laboratoryjnym podczas pomiarów. Czujniki temperatury podłączone są do rejestratora. Akwizycja danych odbywa się w sposób automatyczny w jednoczynowych odstępach czasu z rozdzielczością poniżej $0,1^{\circ}\text{C}$.



Rysunek 7.27. Schemat blokowy procedury.

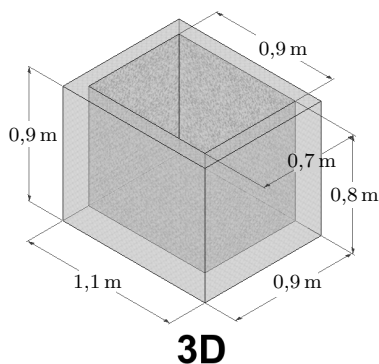


Rysunek 7.28. Schemat jednowymiarowej formy pomiarowej.

W ramach testów laboratoryjnych wykonywane są również pomiary temperatury w formach o kształcie trapezu z izolowanymi termicznie ściankami bocznymi i dnem (tzw. pomiary 2D), o wymiarach komory pomiarowej: dolna podstawa 0,2 m, górna podstawa 1 m, wysokość 0,4 m, grubość 0,1 m (zdjęcie próbki betonowej po wyjęciu z formy przedstawia rys. 7.29). W tym przypadku stosowane jest siedem czujników do pomiaru temperatury (typ DS18B20). Ze względu na symetrię problemu czujniki umieszczone są w tej samej części formy. Pomiary w skali laboratoryjnej uzupełniane są o pomiary temperatury w warunkach polowych. Określenie rozkładu temperatury w twardniejących elementach betonowych przeprowadza się w blokach prostopadłościennych o wymiarach $0,9 \times 0,7 \times 0,8$ m (rys. 7.30) izolowanych termicznie na ściankach i od spodu. Do rejestracji temperatury używane jest 7 mierników typu PT-100.



Rysunek 7.29. Widok trapezowej próbki betonu stwardniałego w formie 2D.



Rysunek 7.30. Schemat formy 3D.

Do opisu zmian temperatury w elementach betonowych przyjęto fenomenologiczny model temperatury tj. niewnikający w mikrostrukturę materiału. Twardniejący beton w takim modelu jest traktowany jako samonagrzewający się materiał bez wyróżnionych kierunków przepływu temperatury (model izo-

tropowy) o określonych (w każdym punkcie przestrzeni i w każdej chwili czasu) parametrach termicznych (ciepło właściwe, współczynnik przewodnictwa cieplnego oraz intensywność wydzielania się ciepła reakcji egzotermicznych). W modelu matematycznym wielkości te nie są określone, a ich identyfikacja może być dokonana dopiero przy użyciu modelu numerycznego i danych empirycznych. Z matematycznego punktu widzenia model ten bazuje na liniowym równaniu przewodnictwa cieplnego ze źródłami ciepła. Cały problem jest jednak nieliniowy i trudny do identyfikacji, ponieważ współczynniki tego równania zależą od czasu i od historii temperatury modelowanego obszaru twardniejącego betonu. Wynika to z faktu, że szybkość reakcji egzotermicznych, a więc szybkość wydzielania się ciepła w betonie, zależy od temperatury oraz od stopnia przereagowania substratów tych reakcji. W związku z tym do opisu zagadnienia przy zaniechaniu wpływu efektów wilgotnościowych i odkształceń na temperaturę w twardniejącym betonie używane jest równanie przewodnictwa ciepła sprzężone z równaniem opisującym stopień dojrzałości betonu. Zapisuje się je jako:

$$\begin{aligned} \rho c \frac{\partial T}{\partial t} &= \sum_{i=1}^3 \frac{\partial}{\partial x_i} \left(k \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) + S, \\ \frac{dt_e}{dt} &= \exp \left(\frac{E}{R} \left(\frac{1}{293} - \frac{1}{T + 273} \right) \right), \end{aligned} \quad (7.15)$$

gdzie warunek brzegowy dla równania przewodnictwa ciepła w ogólnej postaci zapisywany jest w następującej formie:

$$\kappa \frac{\partial T_s}{\partial n} = \lambda T_s + \mu, \quad (7.16)$$

zaś warunki początkowe przy założeniu, że model opisuje ewolucję temperatury od momentu zarobienia betonu:

$$\begin{aligned} T(t=0) &= T_0(x_i), \\ t_e(t=0) &= 0. \end{aligned} \quad (7.17)$$

Symbole występujące w równaniach (7.15) – (7.17) oznaczają: ρ – gęstość, c – ciepło właściwe, k – współczynnik przewodnictwa ciepła, S – wewnętrzne źródło ciepła, T – temperatura betonu, t_e – wiek ekwiwalentny, t – czas, x_i – współrzędne w kartezjańskim układzie współrzędnych, E – energia aktywacji, R – uniwersalna stała gazowa, T_s – temperatura na brzegach, $\frac{\partial}{\partial n}$ – pochodna normalna, κ , λ , μ – współczynniki opisujące warunki brzegowe, T_0 – rozkład temperatury w chwili początkowej.

Model numeryczny 1D jest zasadniczym elementem procedury rozwiązywania zagadnienia odwrotnego przewodnictwa ciepła, za pomocą której identyfikowane są parametry termiczne badanej mieszanki betonowej. W przypadku jednowymiarowym układ równań (7.15) (dla $i = 1$) rozwiązywany jest za pomocą metody linii, która jest połączeniem metody różnic skończonych (dla pochodnych przestrzennych) ze schematem numerycznym Rungego-Kutty (dla pochodnej czasowej) z adaptacyjnym krokiem czasowym [103]. Model numeryczny umożliwiający wyznaczenie rozkładu temperatury w elementach o bardziej skomplikowanej geometrii został zaimplementowany za pomocą metody elementów skończonych (sformułowanie Galerkina [104] oraz metoda Geara [105]). Model ten, przy zadanych parametrach mieszanki betonowej, jest przeznaczony do walidacji modelu 1D (do wykazania, że parametry mieszanki betonowej wyznaczone w procesie identyfikacji modelu 1D mogą być wykorzystane jako parametry modeli 2D i 3D) oraz do szacowania pola temperatury w rzeczywistych obiektach. Oczywiście uzyskanie poprawnych wyników numerycznych w przypadku warunków polowych jest zadaniem znacznie trudniejszym niż w kontrolowanej sytuacji laboratoryjnej. Warunki brzegowe dla danego zagadnienia muszą uwzględniać radiację słoneczną, warunki wietrzne, czy dobowe wahania temperatury. Wymaga to uzupełnienia modelu przepływu ciepła w betonie o wiarygodny model temperatury powietrza [106]. Model ten powinien być uzupełniony w ramach możliwości o dostępne prognozy pogody bądź dane historyczne, na podstawie których można oszacować temperaturę otoczenia dla okresu w którym wykonywane będzie betonowanie.

Na podstawie rozwiązania numerycznego oraz punktowych pomiarów temperatury w formie walcowej możliwe jest zdefiniowanie funkcji celu, będącej wejściem do procedury optymalizacyjnej. Funkcja celu definiowana jest w standardowy sposób jako suma kwadratów różnic pomiędzy temperaturą zmierzoną (T_m) a temperaturą obliczoną na podstawie modelu (T_c). Wartości T_c zależne są od zbioru szukanych parametrów α określających wartości parametrów materiałowych:

$$E(\alpha) = (\mathbf{T}_m - \mathbf{T}_c(\alpha))^T (\mathbf{T}_m - \mathbf{T}_c(\alpha)). \quad (7.18)$$

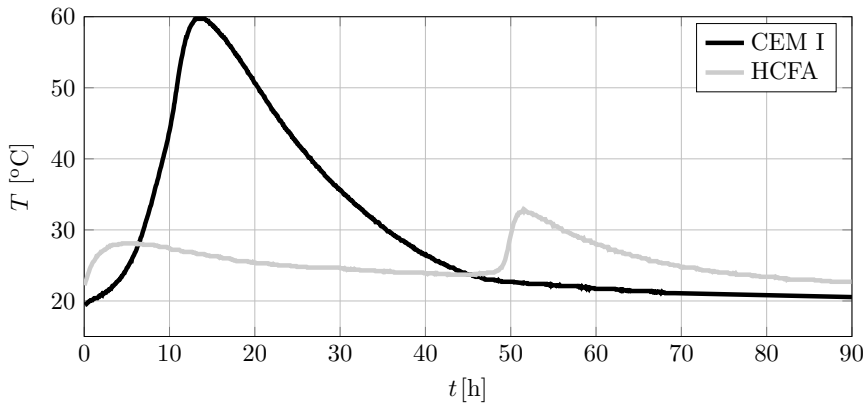
W celu poprawy uwarunkowania i stabilności rozwiązana problemu optymalizacyjnego stosowane są techniki regularyzacyjne (regularyzacja Tichonova) przy implementacji numerycznej. Aby było możliwe sformułowanie funkcji celu w postaci równania (7.18) wszystkie trzy funkcje opisujące właściwości termiczne powinny być sparametryzowane za pomocą składowych wektora α . Komfortowa sytuacja z punktu widzenia zagadnienia optymalizacyjnego występuje w przy-

padku gdy znana jest postać analityczna szukanych funkcji, pozwala to na ograniczenie szukanych parametrów do minimum i ułatwia to proces optymalizacji. Na przykład analityczna postać funkcji źródeł zaproponowana w pracy [107] opisywana jest za pomocą dwóch nieznanymi parametrów a i b , które zgodnie z propozycją autora powinny zostać wyznaczone eksperymentalnie:

$$S(t_e) = S_\infty \frac{a \cdot b \cdot \exp(-a(\ln t_e)^{-b})}{t_e (\ln t_e)^{b+1}}, \quad (7.19)$$

gdzie S_∞ to całkowite ciepło wydzielone podczas hydratacji cementu, zaś wiek efektywny t_e obliczany jest zgodnie ze wzorem (7.15). Niestety uogólnienie analitycznej postaci na dowolny rodzaj cementu (czy bardziej ogólnie mieszanki betonowej) może prowadzić do bardzo skomplikowanych wyrażeń, których ewaluacja z punktu widzenia analizy numerycznej jest bardzo kosztowna. Szczególnie, że na podstawie przeprowadzonych badań zaobserwowano, iż stosowanie dodatków ma znaczący wpływ na ewolucję temperatury [108]. Na przykład stosując dodatek popiołu lotnego wapiennego przesunięciu ulega czas wystąpienia maksimum temperatury, zmniejsza się też wartość temperatury maksymalnej.

Na rys. 7.31 przedstawiono ewolucję temperatury dla dwóch wybranych mieszanek betonowych w formie walcowej, zmierzoną na wysokości 50mm od spodu formy. Linia czarną wykreślono temperaturę dla standardowej mieszanki zawierającej CEMI. Jest to typowy kształt (jednomodalny) otrzymywany podczas pomiarów temperatury w próbkach jednowymiarowych. Dla kontrastu linią szarą naniesiono przebieg temperatury w mieszance eksperymentalnej, w której



Rysunek 7.31. Przebieg zmian temperatury w czasie w twardniejącym betonie ze spoiwem na bazie cementu CEMI oraz popiołu lotnego wapiennego (HCFA).

spoiwo stanowił popiół lotny wapienny. Charakter krzywej opisującej rozwój temperatury zmienił się diametralnie – obniżeniu uległa temperatura maksymalna oraz zarejestrowano wystąpienie dwóch maksimów temperatury. W tym przypadku funkcja źródeł zdefiniowana wzorem (7.19) jest niewystarczająca do opisu zjawiska hydratacji (propozycje dwumodalnej funkcji można znaleźć np. w pracy [109]). Z tego względu proponowana metoda do opisu ewolucji w czasie parametrów materiałowych wykorzystuje interpolację funkcjami przedziałami liniowymi [110].

W analogii do interpolacji znanej z metody elementów skończonych szukane funkcje parametryzowane są w przestrzeni wieku efektywnego t_e w następujący sposób:

$$f(t_e) = \sum_{i=1}^I \alpha_i N_i(t_e), \quad (7.20)$$

gdzie kolejne funkcje interpolacyjne N_i są zdefiniowane jako:

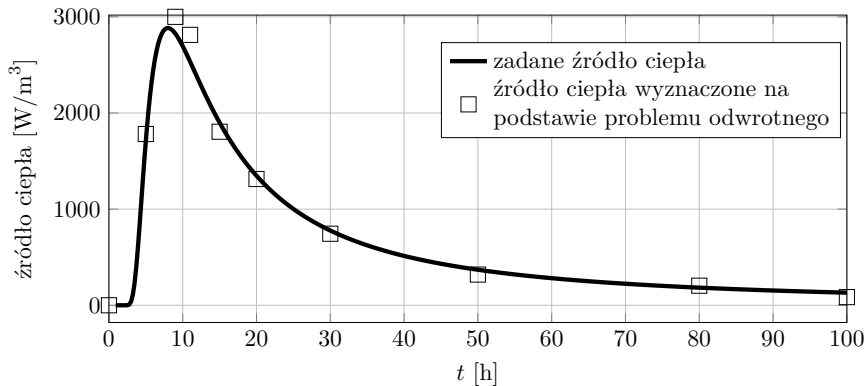
$$N_i(t) = \begin{cases} \frac{t-\tau_{i-1}}{\tau_i-\tau_{i-1}} & \tau_{i-1} \leq t < \tau_i \\ 1 - \frac{t-\tau_i}{\tau_{i+1}-\tau_i} & \tau_i \leq t < \tau_{i+1}, \\ 0 & \text{w p.p.} \end{cases} \quad (7.21)$$

zaś τ jest wektorem zawierającym I węzłów interpolacji. W przypadku ciepła właściwego i współczynnika przewodnictwa cieplnego liczba węzłów interpolacji wynosi $I = 2$ ze względu na zaobserwowaną liniową zależność tych parametrów od wieku efektywnego [111]. Do opisu funkcji źródeł ciepła liczba I jest zwyczajowo większa od 10.

Do rozwiązania zagadnienia odwrotnego przepływu ciepła w formach walcowych użyty został algorytm poszukiwania wzorca [112, 113]. Jest to metoda, która nie wymaga informacji na temat gradientu funkcji celu. Algorytm poszukiwania wzorca jest zbieżny oraz bardziej wydajny w stosunku do metod gradientowych w przypadku funkcji celu posiadającej wiele minimów lokalnych. Oczywiście inne schematy optymalizacyjne jak algorytmy genetyczne, algorytmy rojowe czy symulowane wyżarzanie mogą być również z powodzeniem stosowane. Idea używanego algorytmu opiera się na pojęciu wzorca – zbiorze wektorów w przestrzeni P wymiarowej (gdzie P to liczba szukanych parametrów) zdefiniowanym np. jako:

$\{v_i\} = \{(1, 0, 0, \dots, 0), \dots, (0, 0, 0, \dots, 1), (-1, 0, 0, \dots, 0), \dots, (0, 0, 0, \dots, -1)\}$
(np. w przypadku $P = 2$ mamy $v_i = \{(1, 0), (0, 1), (-1, 0), (0, -1)\}$). Szukanie wartości optymalnych odbywa się poprzez przeszukiwanie wartości funkcji celu

na zbiorze punktów nazywanych siatką. W każdym kroku tworzona jest nowa siatka, której generacja przebiega dwuetapowo: w pierwszym etapie tworzony jest zbiór wektorów d_i poprzez przemnożenie każdego wzorca v_i przez aktualny rozmiar siatki, następnie zbiór wektorów d_i jest dodawany do aktualnego optymalnego punktu wyznaczonego w poprzedniej iteracji. W zależności od powodzenia konkretnej iteracji rozmiar siatki jest zwiększany gdy znaleziono mniejszą wartość funkcji celu niż dotychczasowy punkt optymalny, bądź zmniejszany w przeciwnym wypadku. Wyszukiwanie punktów optymalnych kontynuowane jest do momentu, aż zostanie spełnione jedno z kryteriów zatrzymania procedury: rozmiar siatki osiągnie żadaną wartość lub wartość funkcji celu będzie mniejsza od założonej przez użytkownika wartości minimalnej. W celu poprawienia wydajności optymalizacji szukane parametry w pierwszej kolejności są normalizowane ze względu na różne rzędy wielkości ich wartości, ponadto nakładane są na nie ograniczenia eliminujące ich potencjalnie niefizyczne wartości. Wartości startowe szukanych parametrów oraz początkowy rozmiar siatki algorytmu ustalane są w sposób losowy. Z tego względu zagadnienie optymalizacyjne rozwiązywane jest co najmniej 20-krotnie w przypadku każdej testowanej mieszanki i ostateczny rezultat jest uśrednieniem wszystkich realizacji procedury. Przykładowy rezultat procedury optymalizacyjnej dla wygenerowanych danych (linia ciągła) został przedstawiony na rys. 7.32.



Rysunek 7.32. Porównanie zadanej, analitycznej postaci źródła ciepła (linia ciągła) z wartościami wyznaczonymi na podstawie problemu odwrotnego.

Dla zadanych parametrów (ciepło właściwe, współczynnik przewodnictwa ciepła i funkcja źródeł) został wygenerowany rozkład temperatury w formie walcowej (do którego został dodany szum gaussowski) na podstawie którego

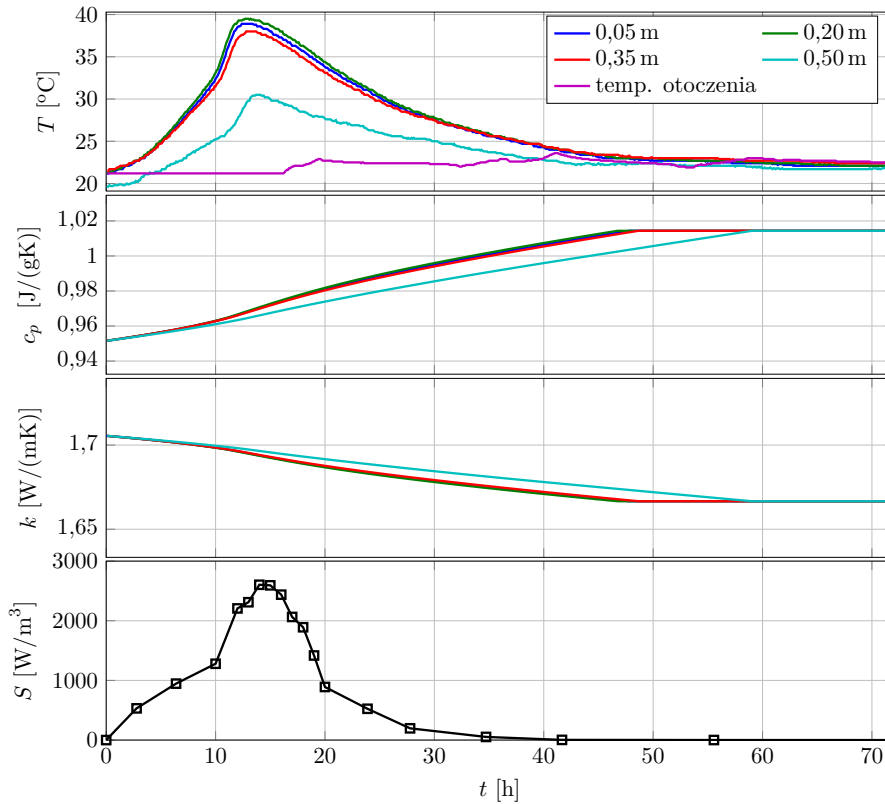
starano się odtworzyć zadane wartości. W tym przypadku użyto 10 parametrów do opisu funkcji źródła ciepła, ich wartości zostały oznaczone na wykresie za pomocą kwadratów. Uzyskana zgodność jest zadowalająca, co pozwala twierdzić, że proponowana procedura może być stosowana do rzeczywistych pomiarów temperatury. Należy zwrócić uwagę, że wykres przedstawiony na rys. 7.32 przedstawia rozwiązanie zagadnienia odwrotnego nie jako funkcję czasu rzeczywistego, tak jak wyniki termicznych pomiarów w próbkach 1D, lecz jako funkcję temperaturowego równoważnika czasu dojrzewania t_e .

Analizując wzór opisujący wielkość t_e łatwo zaobserwować, że przy stałej temperaturze procesu $T = 20^\circ C$ czas efektywny t_e jest równy czasowi rzeczywistemu t , zatem wykres ten może być odczytywany jako wydajność źródła ciepła zmierzona w warunkach izotermicznych.

Wynik działania procedury dla rzeczywistych danych pomiarowych został przedstawiony na rys. 7.33. Kolejne wykresy (licząc od góry) przedstawiają odpowiednio:

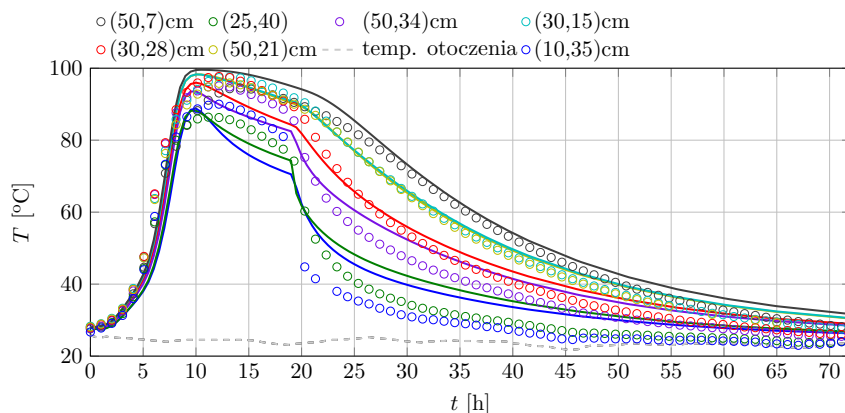
1. ewolucję temperatury w czterech punktach walcowej formy pomiarowej wraz z zarejestrowaną temperaturą w pomieszczeniu laboratoryjnym,
2. zmianę w funkcji czasu ciepła właściwego; kolejne krzywe odpowiadają poszczególnym pomiarom temperatury,
3. zmianę w funkcji czasu współczynnika przewodnictwa cieplnego; kolejne krzywe odpowiadają poszczególnym pomiarom temperatury,
4. ciepło twardnienia dla warunków izotermicznych procesu – $T = 20^\circ C$.

Istotna jest łatwa do zaobserwowania, jakościowa zgodność przebiegu temperatury w próbce z przebiegiem funkcji ciepła. Na uwagę zasługuje również różna dynamika narastania i zmniejszania się wartości ciepła właściwego i współczynnika przewodnictwa ciepła w zależności od temperatury w jakiej przebiegał proces. Tak jak wspomniano wcześniej jest to bardzo ważna obserwacja, która powinna być uwzględniona w modelu przepływu ciepła w obiektach betonowych. Przy użyciu wyznaczonych parametrów termicznych możliwa jest symulacja rozkładu temperatury w blokach masywnych praktycznie dowolnej postaci wykonanych z tych mieszanek. Walidacja modelu następuje na podstawie porównania danych pomiarowych z próbek 2D i 3D z wynikami symulacji pola temperatury w takiej próbce. Weryfikacja modelu 1D polega na ocenie przydatności bieżących parametrów termicznych mieszanki na podstawie porównania wyników symulacji z wynikami pomiarów próbek 1D. Do walidacji procedury numerycznej użyto pomiarów temperatury w formach o kształcie trapezu (2D) oraz pomiarów temperatury w blokach masywnych (3D). Zmierzone roz-

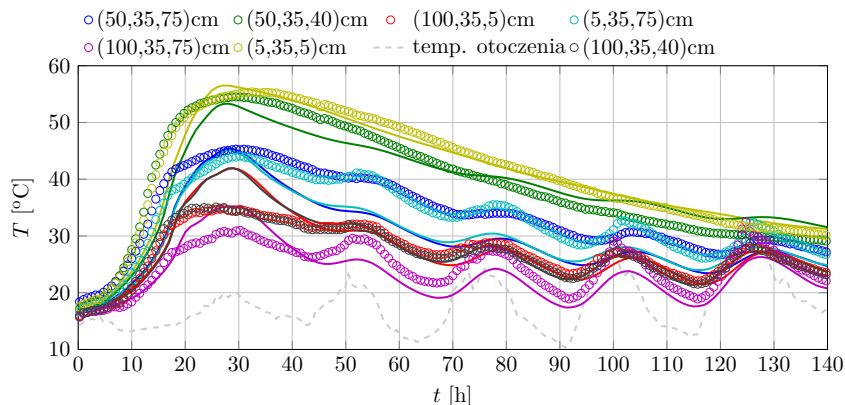


Rysunek 7.33. Wynik działania proponowanej procedury na przykładzie wybranej mieszanki betonowej. Od góry: przebieg zmian temperatury w czasie w betonie twardniejącym w formie 1D; wyznaczone ciepło właściwe; wyznaczony współczynnik przewodnictwa cieplnego; wyznaczone ciepło twardnienia.

kłady temperatury porównane zostały z obliczonymi wartościami. Na rys. 7.34 i 7.35 przedstawiono porównanie modelu numerycznego i eksperymentu w przypadku pomiarów 2D i 3D dla dwóch wybranych mieszanek betonowych [111]. Zgodność modelu (linie ciągłe na rys. 7.34 i 7.35) z eksperymentem (kółka na rys. 7.34 i 7.35) jest zadowalająca, różnice w obu przypadkach są na akceptowalnym poziomie. Gwałtowny spadek temperatury w mieszance badanej w formie trapezowej (rys. 7.34) był spowodowany zmianą warunków brzegowych (przez pierwsze 20h eksperymentu forma pomiarowa przykryta była styropianową pokrywą, a następnie została ona usunięta umożliwiając swobodną wymianę ciepła z otoczeniem przez górną powierzchnię), co zostało również uwzględnione



Rysunek 7.34. Porównanie wyników modelu numerycznego (linie ciągłe) z pomiarami temperatury (kółka) w przypadku pomiaru w formie trapezowej.

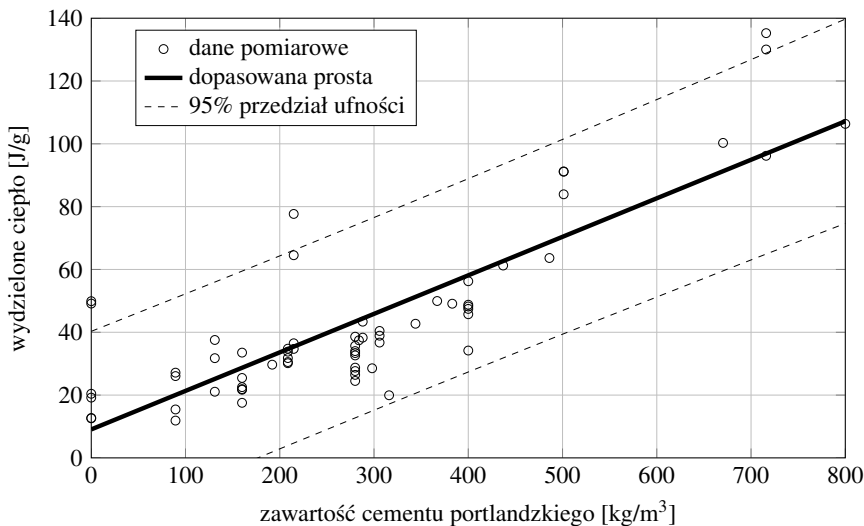


Rysunek 7.35. Porównanie wyników modelu numerycznego (linie ciągłe) z pomiarami temperatury (kółka) w przypadku pomiarów w bloku 3D.

w modelu numerycznym. W przypadku bloku betonowego obliczenia zostały wykonane za pomocą modelu 2D dla przekroju przez środek próbki w płaszczyźnie, w której były umieszczone czujniki temperatury podczas pomiarów. Mimo zastosowania uproszczonego modelu również w tym przypadku zgodność obliczeń z eksperymentem jest zadowalająca. Można zatem stwierdzić, że zaproponowany zestaw procedur numerycznych do wyznaczania parametrów termofizycznych betonów oraz rozkładu pola temperatury daje wyniki w dużym stopniu zgodne z pomiarami. W efekcie na podstawie wyników symulacji można wnioskować,

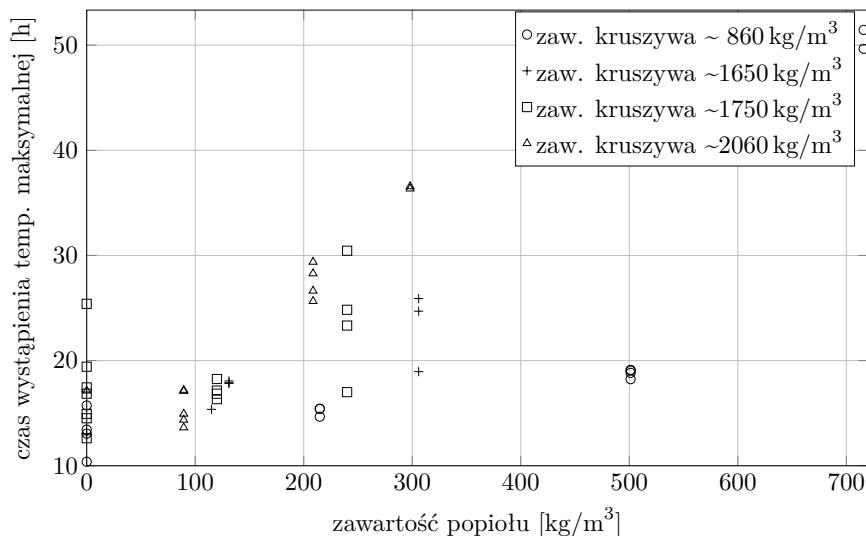
że proponowana procedura może być wykorzystana w przypadku rzeczywistych konstrukcji. Jej podstawową zaletą jest możliwość określenia ciepła twardnienia dowolnej mieszanki betonowej bez znajomości jej składu.

Uzupełnieniem złożonego procesu modelowania i symulacji rozkładów temperatury może być uproszczony opis termicznych własności mieszanek za pomocą kilku parametrów o charakterze technicznym wyznaczanych na podstawie zarejestrowanych przebiegów temperatury. Parametry takie jak: maksymalna temperatura jaka wystąpiła w próbce 1D w czasie twardnienia betonu, czas wystąpienia szczytu temperatury licząc od początku procesu twardnienia, tzw. okres uspienia, średni i maksymalny gradient temperatury oraz maksymalne tempo wzrostu temperatury mogą być wykorzystane do wstępnego porównywania różnych mieszanek i oceny ich przydatności do konstrukcji masywnych elementów betonowych. Interesujące jest też poszukiwanie związku między wartościami parametrów technicznych a składem mieszanki betonowej, zwłaszcza zawartością dodatków (popiół), rodzajem cementu i rodzajem kruszywa. Przykładowe rezultaty dla pomiarów obejmujących 72 różne mieszanki zostały przedstawione na rys. 7.36 i 7.37.



Rysunek 7.36. Ciepło wydzielone w ciągu pierwszych 72 godzin jako funkcja zawartości cementu portlandzkiego w betonie.

Na pierwszym wykresie przedstawiono zależność wydzielonego ciepła podczas twardnienia betonu od zawartości cementu w mieszance. Jakość dopasowania



dania możliwości powstawania pęknięć i zarysowań w twardniejących blokach masywnych wykonanych z tej mieszanki. W wyniku symulacji są otrzymywane prognozowane rozkłady temperatury w czasie całego procesu twardnienia, następnie za pomocą modelu termomechanicznego możliwe jest uzyskanie mapy naprężeń wynikających z niejednorodności tych rozkładów i rozszerzalności termicznej materiału. Pozwala to na ocenę możliwości powstawania pęknięć i zarysowań w czasie twardnienia oraz na wskazanie najbardziej zagrożonych obszarów w próbkach.

Bibliografia

1. M. Krawczuk, P. Kudela, K. Majewska, P. Malinowski, M. Mieloszyk, L. Murawski, S. Opoka, W. Ostachowicz, M. Radziński, T. Wandowski, A. Żak. *Monitorowanie stanu technicznego konstrukcji i ocena jej żywotności*. Wydawnictwo Naukowe Instytutu Technologii Eksploatacji – PIB, 2012.
2. E. Wu, C. Tsai, L. Tseng. A deconvolution method for force reconstruction in rods under axial impact. *Journal of Acoustical Society of America*, 104:1418–1426, 1998.
3. H. Y. Kim. Diagnostic system for monitoring structural health condition. US Patent 7246521 B2, 2007.
4. F. K. Chang, M. Lin. Diagnostic layer and methods for detecting structural integrity of composite and metallic materials. US Patent 6370964 B1, 2002.
5. M. Lin, F. K. Chang. The manufacture of composite structures with a built-in network of piezoceramics. *Composites Science and Technology*, 62:919–939, 2002.
6. C. Caneva, F. Domenichini, F. Sarasini. Structural integrity monitoring of composite laminates using embedded acoustic emission polymeric transducers. *Proceedings of the Second European Workshop on Structural Health Monitoring*, pages 1219–1226, July 7–9 2004.
7. V. Giurgiutiu, A. N. Zagrai, J. Bao. Piezoelectric wafer embedded active sensors for aging aircraft structural health monitoring. *Structural Health Monitoring: An International Journal*, 1(1):41–61, 2002.
8. E. S. Blazic, R. A. Bueker, L. O. Waters, W. D. Farwell, J. P. Smalanskas. Conformal circuit for structural health monitoring and assessment. US Patent 5184516, 1993.
9. P. Martin, Y. Feng, X. Wang. Detector technology evaluation. Raport instytutowy, Department of Civil and Environmental Engineering University of Utah Traffic Lab, 2003.
10. J. Gajda, R. Sroka. Wieloczujnikowa fuzja danych w systemach ważenia pojazdów w ruchu. *Pomiary Akustyka Kontrola*, 9:550–553, 2007.
11. J. Gajda, R. Sroka, M. Stencel, A. Wajda, T. Żegleń. Systemy ważenia pojazdów samochodowych w ruchu. *Drogownictwo*, 3/2001:78–81, 2001.

12. A. Regan, M. Park, S. Nandiraju, C. H. Yang. Strategies for successful implementation of virtual weigh and compliance systems in California. Raport instytutowy UCB-ITS-PRR-2006-19, University of California, Irvine, October 2006.
13. J. Heidemann, F. Silva, X. Wang, G. Giuliano, M. Hu. Sensors for unplanned roadway events-simulation and evaluation. Raport instytutowy Metrans Project 04-08, METTRANS, May 2005.
14. R. Calderara. Long-term stable quartz wim sensors. *National Traffic Data Acquisition Conference Albuquerque, New Mexico*, pages 613–626. Kistler Instrumente AG Winterthur CH-8408 Winterthur, Switzerland, 5–9 May 1996.
15. A. Rosochowski. Technical feasibility of a three-axis force transducer for measuring pressure and friction on the model die surface – prototype development. *Journal of Materials Processing Technology*, 115:192–204, 2001.
16. O. Mack. Investigations of piezoelectric force measuring devices for use in legal weighing metrology. *Measurement*, 40:778–785, 2007.
17. G. Gautschi. *Piezoelectric Sensorics*. Spriger-Verlag Berlin Heidelberg, 2002.
18. T. Ikeda. *Fundamentals of Piezoelectricity*. Oxford University Press, 1990.
19. *Theory and Modeling Guide Volume I: ADINA*, 2006.
20. A. Preumont, V. Piefort. Finite element modeling of smart piezoelectric shell structures. *5th National Congress on Theoretical and Applied Mechanics-Louvain-la-Neuve*, May 2000.
21. F. Wang, R. Machemehl. Predicting truck tire pressure effects upon pavement performance. Raport instytutowy SWUTC/06/167864-1, Center for Transportation Research University of Texas, April 2006.
22. W. Siłka. *Teoria ruchu samochodu*. Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 2002.
23. C. Helg, L. Pfohl. Signal processing requirements for wim lineas type 9195. Raport instytutowy, Kistler Instrumente AG, Winterthur, Switzerland, 2000.
24. F. Moses. Weigh-in-motion system using instrumented bridges transportation. *Engineering Journal*, 105:233–249, 1979.
25. P. Chatterjee, E. O'Brien, Y. Li, A. Gonzalez. Wavelet domain analysis for identification of vehicle axles from bridge measurements. *Computers and Structures*, 84:1792–1801, 2006.
26. W. Schulz, J. Seim, E. Udd, M. Morrell, H. Marty Laylor, G. McGill, R. Edgar. Traffic monitoring/control and road condition monitoring using fiber optic based systems. *Smart systems for bridges, structures, and highways. Conference, Newport Beach CA*, 1999.
27. R. Karoumi, J. Wiberg, A. Liljencrantz. Monitoring traffic loads and dynamic effects using an instrumented railway bridge. *Engineering Structures*, 27:1813–1819, 2005.

28. M. Niedzwiecki, A. Wasilewski. New algorithms for the dynamic weighing of freight trains. *Control Engineering Practice*, 5:603–618, 1997.
29. *Systemy ważenia DGW-B SHENK*, <http://www.schenckprocess.pl>.
30. D. Senyanskiy. Problem of increasing the accuracy of railway carriages weighing in motion. *XVII IMEKO World Congress Metrology in the 3rd Millennium*, June 22–27 2003.
31. A. Laudati, G. Lanza, A. Cusano, A. Cutolo, M. Giordano, G. Breglio, A. Antonelli. Railway monitoring and train tracking by fiber bragg grating sensors: a case study in Italy. *Proc. of the 4th European Workshop on Structural Health Monitoring*, Krakow, Poland, 2–4 July 2008.
32. Gotcha company. Wheel flat detection and axle load measurement system. Raport instytutowy, TagMaster, 2005.
33. T. Roeleveld. Measurement of wheel-rail contact forces. *Symposium of Advances in Contact Mechanics: a tribute to Prof. J.J. Kalker*, Delft, Netherlands, 22–24 October 2008.
34. G. James. *Analysis of Traffic Load Effects on Railway Bridges*. Praca doktorska, Structural Engineering Division Royal Institute of Technology, Stockholm, Sweden, 2003.
35. A. Bracciali, P. Folgarait. New sensor for lateral and vertical wheel-rail forces measurements. *Conference on Railway Engineering, London*, 6–7 July 2004.
36. P. Kolakowski, A. Orłowska, K. Sekuła, A. Swiercz, D. Sala. Two-year monitoring campaign of a railway truss bridge. *3rd International Conference on Experimental Vibration Analysis for Civil Engineering Structures – EVACES’09*, Wrocław, Poland, 14–16 October 2009.
37. T. Uhl. The inverse identification problem and its technical application. *Archive Applied Mechanics*, 77:325–337, 2007.
38. H. Inoue, J. Harrigan, S. Reid. Review of inverse analysis for indirect measurement of impact force. *Appl. Mech. Rev.*, 54:503–524, 2001.
39. J. Nielsen, J. Oscarsson. Simulation of dynamic train-track interaction with state-dependent track properties. *Journal of Sound and Vibration*, 275:515–532, 2004.
40. K. Sekuła, P. Kołakowski. Piezo-based weigh-in-motion system for the railway transport. *Structural Control and Health Monitoring*, doi: 10.1002/stc.416, 2010.
41. D. Sala, P. Pawłowski, J. Motylewski, P. Kolakowski. Wireless transmission system for a bridge application. *3rd International Conference on Experimental Vibration Analysis for Civil Engineering Structures – EVACES’09*, Wrocław, Poland, 14–16 October 2009.

42. D. Sala, P. Pawlowski, P. Kolakowski. Wireless transmission system dedicated to shm of railway infrastructure. *European Workshop on Structural Health Monitoring – EWSHM'10*, Sorrento, Italy, 29 June – 2 July 2010.
43. P. Kołakowski, J. Szelażek, K. Sekuła, A. Świercz, K. Mizerski, P. Gutkiewicz. Structural health monitoring of a railway truss bridge using vibration-based and ultrasonic methods. *Smart Materials and Structures*, 20(3):(10pp), 2011.
44. J. Holnicki-Szulc i inni. *Smart Technologies for Safety Engineering*. Wiley, 2008.
45. P. Kołakowski. Damage identification by the static virtual distortion method. *Engineering Transactions*, 52(4), 2004.
46. P. Kołakowski, T. G. Zieliński, J. Holnicki-Szulc. Damage identification by dynamic virtual distortion method. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 15(6):479–494, 2004.
47. A. Świercz, P. Kołakowski, J. Holnicki-Szulc. Damage identification in skeletal structures using the virtual distortion method in frequency domain. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 22(8):1826–1839, 2008.
48. M. Kokot, J. Holnicki-Szulc. Defect identification in electrical circuits via the virtual distortion method. Part 1: Steady-state case. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 20(12):1465–1473, 2009.
49. A. Orłowska, P. Kolakowski, J. Holnicki-Szulc. Modelling and identification of delamination in double-layer beams by the virtual distortion method. *Computers and Structures*, 86(23–24):2203–2214, 2008.
50. J. Holnicki-Szulc, P. Kolakowski, N. Nasher. Leakage detection in water networks. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 16(3):207–219, 2005.
51. Ł. Jankowski. *Dynamic load identification for structural health monitoring*. IPPT Reports on Fundamental Technological Research, 2/2013.
52. J. Hou, Ł. Jankowski, J. Ou. Experimental study of the substructure isolation method for local health monitoring. *Journal of Structural Control & Health Monitoring*, 19(4):491–510, 2012.
53. J. Hou, Ł. Jankowski, J. Ou. A substructure isolation method for local structural health monitoring. *Journal of Structural Control & Health Monitoring*, 18(6):601–618, 2011.
54. J. Hou, J. Ou, Ł. Jankowski. The experiment of substructure isolation and identification using local time series (in Chinese). *Engineering Mechanics*, 30(4):129–135, 2013.
55. J. Hou, J. Ou, Ł. Jankowski. The study and experiment of substructure damage identification based on local primary frequency (in Chinese). *Engineering Mechanics*, 29(9):99–105, 2012.

56. J. Hou, Ł. Jankowski, J. Ou. Substructure isolation method for online local damage identification using time series. *Proc. of the 6th European Workshop on Structural Health Monitoring (EWSHM 2012)*, Dresden, Germany, 3–6 July 2012.
57. J. Hou, Ł. Jankowski, J. Ou. Large substructure identification using substructure isolation method. *Proc. SPIE 8345*, page 83453V, 2012.
58. J. Hou, Ł. Jankowski, J. Ou. Local damage identification in frequency domain based on substructure isolation method. *Proc. of the 6th Int'l Workshop on Advanced Smart Materials and Smart Structures Technology (ANCRiSST 2011)*, Dalian, China, 25–26 July 2011.
59. J. Hou, Ł. Jankowski, J. Ou. Substructural damage identification using local primary frequency. *Proc. of the 11th International Symposium on Structural Engineering (ISSE 11th)*, Guangzhou, China, 18–20 December 2010.
60. J. Hou, Ł. Jankowski, J. Ou. Substructural damage identification using time series of local measured response. *Proc. of the 5th World Conference on Structural Control and Monitoring (5WCSCM 2010)*, Tokyo, Japan, 12–14 July 2010.
61. J. Hou, Ł. Jankowski, J. Ou. Substructure isolation and identification using FFT of measured local responses. *Proc. of the 5th European Workshop on Structural Health Monitoring (EWSHM 2010)*, pages 913–918, Sorrento, Italy, 29 June – 2 July 2010.
62. J. Hou, Ł. Jankowski, J. Ou. Online local structural health monitoring using the substructure isolation method. *38th Solid Mechanics Conf. (SolMech'2012)*, pages 307–308, Warsaw, Poland, 27–31 August 2012.
63. J. Hou, Ł. Jankowski, J. Ou. Substructure isolation for local structural health monitoring. *ECCOMAS Thematic Conference: Int'l Symposium on Inverse Problems in Mechanics of Structures and Materials (IPM'09)*, Rzeszów–Łańcut, Poland, 23–25 April 2009.
64. P. C. Hansen. Deconvolution and regularization with toeplitz matrices. *Numerical Algorithms*, 29:323–378, 2002.
65. P.C. Hansen. *Discrete inverse problems: insight and algorithms*. SIAM, Philadelphia, 2010.
66. Å. Björck. *Numerical Methods in Scientific Computing*, wolumin 2. SIAM, Philadelphia, 2009.
67. E. Jacquelin, A. Bennani, P. Hamelin. Force reconstruction: analysis and regularization of a deconvolution problem. *Journal of Sound and Vibration*, 265(1):81–107, July 2003.
68. P. C. Hansen. The L-curve and its use in the numerical treatment of inverse problems. P. R. Johnston, redaktor, *Computational Inverse Problems in Electrocardiology*, rozdział: 4, pages 119–142. WIT Press, Southampton, 2001.

69. J. N. Juang, R. S. Pappa. An eigensystem realization algorithm for modal parameter identification and model reduction. *Journal of Guidance, Control, and Dynamics*, 8(5):620–627, 1985.
70. R. J. Allemang. The modal assurance criterion – twenty years of use and abuse. *Sound and Vibration*, pages 14–21, 2003.
71. F. Claeysen, N. Lhermet, R. Le Letty, F. Barillot, M. Debarnot, M. F. Six, G. Thomin, M. Privat, P. Bouchilloux. Piezoelectric actuators and motors based on shell structures. *Proceedings of SPIE*, wolumin 3991, pages 202–209, 2000.
72. Ch. Boller, F.-K. Chang, Y. Fujino. *Encyclopedia of Structural Health Monitoring*. Wiley, 2009.
73. D. Balageas, C.-P. Fritzen, A. Guemes. *Structural Health Monitoring*. ISTE Ltd, 2006.
74. A. Morassi, F. Vestroni F. *Dynamic Methods for Damage Detection in Structures*. Springer, 2008.
75. F. N. Najm. *Circuit Simulation*. John Wiley & Sons, 2010.
76. J. Vlah, K. Singhal. *Computer Methods for Circuit Analysis and Design*. Van Nostrand Reinhold Company, 1994.
77. C. W. Ho, A. Ruehli, P. Brennan. The modified nodal approach to network analysis. *IEEE Transactions on Circuits and Systems*, 22(6):504–509, 1975.
78. L. M. Wedepohl, L. Jackson. Modified nodal analysis: an essential addition to electrical circuit theory and analysis. *Engineering Science and Educational Journal*, 11(3):84–92, 2002.
79. J. W. Bandler, A. E. Salama. Fault diagnosis of analog circuits. *Proceedings of the IEEE*, 73(8), 1985.
80. R. W. Liu. *Testing and Diagnosis of Analog Circuits and Systems*. Van Nostrand Reinhold, New York, 1991.
81. P. Kabisatpathy, A. Barua, S. Sinha. *Fault Diagnosis of Analog Integrated Circuit*. Springer, 2005.
82. J. Holnicki-Szulc, redaktor. *Smart technologies for safety engineering*. Wiley, 2008.
83. P. Kolakowski, M. Wiklo, J. Holnicki-Szulc. The virtual distortion method – a versatile reanalysis tool for structures and systems. *Structural and Multidisciplinary Optimizatio*, 36(3):217–234, 2008.
84. A. Bloch. Electromechanical analogies and their use for the analysis of mechanical and electromechanical systems. *Journal of the Institution of Electrical Engineer*, 92:157–169, 1945.

85. H. E. Koenig, W. A. Blackwell. *Electromechanical System Theory*. McGraw-Hill, New York, 1961.
86. M. Kokot. *Damage Identification in Electrical Network for Structural Health Monitoring*. rozprawa doktorska, IPPT PAN, 2011.
87. M. Skłodowski. Współczesny monitoring obiektów budowlanych. *Przegląd Budowlany*, 3:37–46, 2009.
88. B. Gliśiś, D. Inaudi. *Fibre Optic Methods for Structural Health Monitoring*. John Wiley & Sons, England, 2007.
89. B. Glisic, D. Inaudi, L. J. Ming, Y. T. Yew, N. C. Tat. Large scale lifespan monitoring of high-rise buildings using long-gage fiber optic sensors. *The 3rd International Conference on Structural Health Monitoring of Intelligent Infrastructure – SHMII-3*, 13–16 November 2007.
90. T. Graver, D. Inaudi, J. Doornink. Growing market acceptance for fiber-optic solutions in civil structures. *Proceedings of SPIE – the International Society for Optical Engineering*, wolumin 5589, pages 44–55, 2004.
91. A. Świercz, G. Mikułowski, C. Graczykowski, R. Wiszowaty, J. Holnicki-Szulc, P. Kołakowski. Zastrzeżenie patentowe (P.397312): Sposób generowania wstępnie zaprojektowanego udarowego obciążenia konstrukcji oraz urządzenia do generowania wstępnie zaprojektowanego udarowego obciążenia konstrukcji, 2011.
92. R. S. Phelan, W. P. Vann, J. Bice. *FRP Reinforcing Bars in Bridge Decks Field Instrumentation and Short-Term Monitoring*. Texas Tech University, Research Report 9-1520-04, 2003.
93. T. A. Hoffard, L. J. Malvar. Fiber-reinforced polymer composites in bridges: a state-of-the-art report. Raport instytutowy, Naval Facilities Engineering Command, 2005.
94. P. W. R. Beaumont. *Fracture and Damage Mechanics of Composite Materials*, wolumin 2, rozdział: The Mechanics of Damage in Structural Composite Materials. Technomic Publishing AG, 1992.
95. G. S. Springer, S. W. Tsai. Thermal conductivity of unidirectional materials. *Journal of Composite Materials*, 1:166–173, 1967.
96. U.S. Geological Survey. Mineral commodity summaries: 2013. Raport instytutowy, U.S. Department of the Interior, 2013.
97. F. A. Oluokun, E. G. Burdette, J. H. Deatheridge. Early-age concrete strength prediction by maturity – another look. *Materials Journal*, 87(6):565–572, 1990.
98. V. Lozár. A computer-controlled apparatus for thermal conductivity measurement by the transient hot wire method. *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*, 46(2):495–505, 1996.

99. D. Mikulić, B. Milovanović, I. Gabrijel. Analysis of thermal properties of cement paste during setting and hardening. *Proceedings of International Symposium on Nondestructive Testing of Materials and Structures*, pages 465–471, Istanbul, 2011.
100. J. F. Lamond, J. H. Pielert. Significance of tests and properties of concrete and concrete making materials. *ASTM International*, 169, 2006.
101. B. Klemczak. *Modelowanie efektów termiczno-wilgotnościowych i mechanicznych w betonowych konstrukcjach masywnych*. Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, 2008.
102. W. Kiernożycki. *Betonowe konstrukcje masywne. Teoria, wymiarowanie, realizacja*. Polski Cement, Kraków, 2003.
103. S. Hamdi, W. E. Schiesser, G. W. Griffiths. Method of lines. *Scholarpedia*, 2((7):2859), 2007.
104. S. Brenner, R. L. Scott. *The Mathematical Theory of Finite Element Methods*. Springer, wydanie 2nd edition, 2005.
105. Y. X. Wang, J. M. Wen. Gear method for solving differential equations of gear systems. *J. Phys.: Conf. Ser.*, 48:143–148, 2006.
106. C. Cesaraccio, D. Spano, P. Duce, R.L. Snyder. An improved model for determining degree-day values from daily temperature data. *Int. J. Biometeorol.*, 45(4):161–169, 2001.
107. J. Kurzawa, W. Kiernożycki. *Uwarunkowania technologiczne w procesie realizacji elementów i konstrukcji masywnych z betonu*. Number 441. Prace Naukowe Politechniki Szczecińskiej, Wydawnictwo Uczelniane Politechniki Szczecińskiej, 1991.
108. G. Knor, M. A. Glinicki, J. Holnicki-Szulc, A. Ossowski, Z. Ranachowski. Influence of calcareous fly ash on the temperature of concrete in massive elements during the first 72 hours of hardening. *Roads and Bridge*, 13(12):113–126, 2013.
109. G. De Schutter, L. Taerwe. General hydration model for portland cement and blast furnace slag cement. *Cement and Concrete Research*, 25(3):593–604, 1995.
110. G. Knor, M. A. Glinicki, J. Holnicki-Szulc. Determination of thermal properties of hardening concrete by means of inverse problem solution. *Roads and Bridges – Drogi i Mosty*, 4(11), 2012.
111. G. Knor, J. Holnicki-Szulc, M. A. Glinicki. Determination of thermal properties of hardening concrete containing high calcium fly ash. *Structural Faults + Repair-2012*, University of Edinburgh, 2012. ISBN No: 0-947664-71-7.
112. R. Hooke, T. A. Jeeves. „Direct search” solution of numerical and statistical problems. *Journal of the Association for Computing Machinery (ACM)*, 8(2):212–229, 1961.
113. Ch. Audet, J. E. Dennis Jr. Analysis of generalized pattern searches. *SIAM Journal on Optimization*, 13(3):889–903, 2003.