



Marcin Górecki

Dźwigary mostowe o środnikach z blach falistych

MONOGRAFIE

Dźwigary mostowe o średnicach
z blach falistych

Monografie – Politechnika Lubelska



Politechnika Lubelska
Wydział Budownictwa i Architektury
ul. Nadbystrzycka 40
20-618 Lublin

Marcin Górecki

Dźwigary mostowe o środnikach z blach falistych



Politechnika Lubelska
Lublin 2014

Recenzenci:

dr hab. inż. Tomasz Siwowski, prof. Politechniki Rzeszowskiej

dr hab. inż. Ewa Błazik-Borowa, prof. Politechnik Lubelskiej

Publikacja wydana za zgodą Rektora Politechniki Lubelskiej

© Copyright by Politechnika Lubelska 2014

ISBN: 978-83-7947-091-4

Wydawca: Politechnika Lubelska

ul. Nadbystrzycka 38D, 20-618 Lublin

Realizacja: Biblioteka Politechniki Lubelskiej

Ośrodek ds. Wydawnictw i Biblioteki Cyfrowej

ul. Nadbystrzycka 36A, 20-618 Lublin

tel. (81) 538-46-59, email: wydawca@pollub.pl

www.biblioteka.pollub.pl

Druk: TOP Agencja Reklamowa Agnieszka Łuczak

www.agencjatorp.pl

Elektroniczna wersja książki dostępna w Bibliotece Cyfrowej PL www.bc.pollub.pl

Nakład: 100 egz.

Spis treści

1 Wstęp.....	10
1.1 Wprowadzenie.....	10
1.2 Przedmiot, cel i zakres pracy.....	15
1.3 Tezy pracy	15
2 Aktualny stan wiedzy	16
2.1 Wprowadzenie.....	16
2.2 Technologia produkcji blachownic z falistymi środnikami	24
2.3 Nośność belek dwuteowych o środnikach fałdowych.....	28
2.3.1 Nośność przy zginaniu.....	28
2.3.2 Nośność przy ścinaniu	48
3 Badania doświadczalne blachownic o falistych środnikach.....	60
3.1 Cel badań.....	60
3.2 Etapy badań	60
3.3 Mierzone wielkości i sposób ich pomiaru, realizacja obciążenia.....	61
3.4 Opis badanych dźwigarów	71
3.4.1 Geometria i właściwości materiałowe dźwigarów badanych w etapie pierwszym	71
3.4.2 Geometria i właściwości materiałowe dźwigarów badanych w etapie drugim	73
3.4.3 Geometria i właściwości materiałowe dźwigarów badanych w etapie trzecim.....	77
3.4.4 Rozmieszczenie punktów pomiarowych w etapie pierwszym	79
3.4.5 Rozmieszczenie punktów pomiarowych w etapie drugim	82
3.4.6 Rozmieszczenie punktów pomiarowych w etapie trzecim	86
3.5 Wyniki badań	88
3.5.1 Etap pierwszy	88

3.5.2 Etap drugi	103
3.5.3 Etap trzeci.....	116
4 Symulacje komputerowe zachowania się blachownicy ze środkiem falistym i blachownicy ze środkiem płaskim	124
4.1 Analizowane typy konstrukcji.....	124
4.2 Opis modeli	124
4.3 Wyniki numeryczne na podstawie symulacji komputerowej	130
4.4 Wnioski na podstawie obliczeń numerycznych.....	137
5 Podsumowanie badań i wnioski ogólne	138
Bibliografia.....	140

WYKAZ WAŻNIEJSZYCH SYMBOLI I OZNACZEŃ

A_{eff} - efektywne pole przekroju
 A_{fl} – pole powierzchni pojedynczego pasa
 D_x, D_y - sztywności giętkie płyty ortotropowej, odpowiednio dla osi x i y
 J_y, J_z - momenty bezwładności przekroju, odpowiednio dla osi y i z
 L_{cr} – długość wyboczeniowa w rozpatrywanej płaszczyźnie wyboczenia
 $M_{cr,P}$ – moment krytyczny odpowiadający wyboczeniu lokalnemu pasów
 M_{pl} – obliczeniowa wartość nośności plastycznej przekroju na zginanie (bez udziału środka)
 $M_{pl,y}$ – moment plastyczny przekroju względem osi y
 M_y – wartość obliczeniowa momentu zginającego
 M_{Ry}^{el} - nośność sprężystą przekroju na zginanie
 M_{Rp}^{pl} - nośność plastyczna przekroju na zginanie
 N_{cr} - siła krytyczna
 N_{Rf} - nośności obliczeniowej pasa belki ze środkiem falistym
 $N_{R,l}$ - nośności pasa ściskanego blachownicy ze względu na lokalną utratę stateczności
 P – obciążenie zewnętrzne
 P_{gr} – wartość obciążenia granicznego (siły niszczącej)
 V_R - nośność blachownicy ze względu na działanie siły poprzecznej
 W_y^{el}, W_z^{el} - sprężyste wskaźniki wytrzymałości przekroju na zginanie, odpowiednio dla osi y i z
 W_y^{pl}, W_z^{pl} – plastyczne wskaźniki wytrzymałości przekroju na zginanie, odpowiednio dla osi y i z
 b – szerokość pasa blachownicy niezredukowana
 b_f – szerokość pasa blachownicy
 b_t – amplituda fałdy trapezowej
 b_{eff} – efektywna szerokość pasa blachownicy
 b_2 – szerokość pasa rozciąganego
 c_l – długość wyboczeniowa pręta (rozstaw stężeń bocznych pasa ściskanego)
 $f_{yf,r}$ – zredukowana wartość granicy plastyczności stali
 f_{yf} – wartość granicy plastyczności stali pasa
 f_u - wytrzymałość charakterystyczna stali na rozciąganie
 f_{yk} - charakterystyczna granica plastyczności stali zbrojeniowej
 f_{yd} - obliczeniowa granica plastyczności stali zbrojeniowej
 f_{tk} - wytrzymałość charakterystyczna na rozciąganie stali zbrojeniowej
 $f_{ck,cube}$ - wytrzymałość charakterystyczna kostkowa betonu na ściskanie

f_{ck} - wytrzymałość charakterystyczna walcowa betonu na ściskanie
 f_{cd} - wytrzymałość obliczeniowa betonu na ściskanie
 f_{ctm} - wytrzymałość średnia betonu na rozciąganie
 $f_{ctk,0/05}$ - wytrzymałość charakterystyczna betonu na rozciąganie
 f_{ctd} - wytrzymałość obliczeniowa betonu na rozciąganie
 f_T - współczynnik redukujący
 h - odległość między środkami ciężkości pasów
 i - promień bezwładności przekroju względem odpowiedniej osi
 i_{eff} - promień bezwładności wyznaczony dla przekroju efektywnego
 $i_{eff,f}$ - promień bezwładności pasa względem osi z wyznaczony dla przekroju efektywnego
 k_δ - bezwymiarowy współczynnik stateczności płyty poddanej działaniu naprężeń normalnych
 l - długość pręta lub rozstaw stężeń bocznych pasa ściskanego
 p - obciążenie ciężarem własnym
 q - obciążenie użytkowe
 s - długość rozwinięcia półfali
 t_1 - grubość pasa
 t_2 - grubość pasa rozciąganego
 u - pomierzone ugięcia
 z_{max} - odległość między środkiem ciężkości przekroju a najbardziej oddaloną od niego krawędzią przekroju w kierunku osi z
 γ_{M0} - częściowy współczynnik wg PN-EN 1993-1-1 [48]
 ε - pomierzone odkształcenia
 ε_{c2} - najmniejsze odkształcenie betonu ściskanego, przy którym osiąga on wytrzymałość
 ε_{cu2} - odkształcenie graniczne betonu ściskanego
 κ - współczynnik wyboczeniowy
 κ_M - współczynnik niestateczności globalnej przy zginaniu (współczynnik zwichrzenia)
 κ_t - współczynnik niestateczności środnika
 $\bar{\lambda}$ - smukłość względna pręta zginanego względem osi z
 $\bar{\lambda}_K$ - względna smukłość pręta
 $\bar{\lambda}_p$ - smukłość porównawcza
 $\bar{\lambda}_{p\sigma}$ - względna smukłość płytowa opowiadająca krytycznym naprężeniom normalnym
 ρ_G - parametr opisujący ogólny współczynnik przekroju
 ρ_s - współczynnik przekroju konstrukcji
 $\sigma_{cr,f}$ - naprężenia krytyczne wyboczenia lokalnego pasa

σ_e – krytyczne płytowe naprężenia eulerowskie
 $\bar{\sigma}_{xb}$ - składowe giętne naprężeń normalnych
 $\bar{\sigma}_{xm}$ - składowe membranowe naprężeń normalnych
 τ_{gr} - naprężenia graniczne niesprężystej utraty stateczności
 τ_{cr} – naprężenia krytyczne płyty idealnej według teorii stateczności sprężystej,
 χ – współczynnik redukcyjny przy wyboczeniu z płaszczyzny pasa.

1 Wstęp

1.1 Wprowadzenie

Przy kształtowaniu wszelkich konstrukcji budowlanych projektant zazwyczaj dąży do optymalnego zmniejszenia ciężaru ustroju. Proces ten należy traktować z pewnym dystansem do wyprowadzonego założenia, pamiętając o tym, że znaczne zmniejszenie masy całkowitej budowli może doprowadzić do dyskomfortu użytkownika obiektu. Niepożądane skutki tego typu mogą być wywołane np. zbyt małym ciężarem konstrukcji lub podmuchami wiatru. W przypadku konstrukcji stalowych minimalizacja masy jest uzasadniona względami ekonomicznymi. Przemysł budowlany wymaga od projektantów obniżenia kosztów produkcji przy niezmnieszonej nośności i walorach użytkowych. Elementami konstrukcyjnymi, które stanowiły odwieczny problem w stosunku rozpiętości do masy były elementy belkowe. Od dawna poszukiwano, więc niemalże idealnego kształtu przekroju poprzecznego. Optymalizacja masy dźwigara zginanego prowadzi zawsze do rozwiązania, w którym masa koncentruje się w pasach z możliwie dużym odstępem od osi zginania. Zwrócono uwagę, że między pasami powinien znajdować się tylko materiał niezbędny do zapewnienia dystansu między elementami ściskanymi i rozciąganymi oraz przeniesienia sił ścinających (sił poprzecznych).

Pierwszym twórczym rozwiązaniem, które odpowiadało tym żądaniom, był dźwigar kratownicowy. Zmiana wysokości konstrukcyjnej i zmiana wymiarów przekroju poprzecznego pasów, powoduje, że kratownica dostosowuje się nieomal perfekcyjnie do przebiegu momentu zginającego. Optymalizacja przekrojów poprzecznych musi uwzględniać przenoszenie momentów zginających i spełnienie kryteriów stateczności. Może również obejmować inne kryteria, takie jak kryterium występującej siły poprzecznej. Traktując, że dźwigary kratownicowe są niemal idealnymi konstrukcjami tego rodzaju z punktu widzenia optymalizacji ciężaru, należy postawić pytanie, dlaczego w budownictwie poza kratownicami stosowane są inne konstrukcyjne rozwiązania belkowe? Dźwigary kratownicowe wymagają stosunkowo wysokich nakładów na ich produkcję, co przemawia przeciwko nim. Przy niewielkich wysokościach konstrukcyjnych, koszty i nakłady wykonania elementu kratowniczowego w dużym stopniu przewyższają nawet koszty materiałowe.

Stalowe budownictwo lądowe wymaga stosowania rozpiętości w różnym zakresie. Branża budowlana oczekuje rozwiązań konstrukcyjnych, dzięki którym rozpiętość nawet kilkudziesięciu metrów nie będzie przeszkodą nie do pokonania. Wysokości konstrukcyjne związane są niejako z rozpiętością

i zawierają się między 50 cm dla rozpiętości 12 m i 4 m dla rozpiętości przęsła 60 m. Pojawienie się w budownictwie stalowym nowych możliwości optymalizacji dźwigarów zginanych związane było z rozwojem spawalnictwa. Przy wysokościach konstrukcyjnych przewyższających 1,5 m oraz przy automatyzacji procesów spawania bardzo korzystne w produkcji okazały się dźwigary blachownicowe. Wysokość konstrukcyjna i przekroje poprzeczne pasów, podobnie dobrze jak kratownice, mogą dostosowywać się do wartości przenoszonych momentów zginających. Dla kształtowników o długości do 12 metrów występuje możliwość zastosowania gotowych blachownic spawanych typu: dwuteowniki IKSH, dwuteowniki IKS, dwuteowniki HKS, dwuteowniki IPBS, ażurowe. W celu pokonania większych rozpiętości należy stosować indywidualne projekty dźwigarów. Rozpatrując globalnie układ blachownicowy, jedyną wadę w odniesieniu do kratownic, stanowią środniki. Niebezpieczne jest zjawisko utraty stateczności tego elementu złożeniowego. Zapewnienie sztywności w postaci dużej grubości blach środnika jest jednym z rozwiązań, zapobiegającym utracie stateczności. Niestety jest to jedno z najmniej pożądaných możliwych rozwiązań.

Najbardziej powszechne dźwigary dwuteowe posiadają środniki wykonane z blach niewielkiej grubości. Wymagają, więc stosowania usztywnień, ze względu na przenoszone siły wewnętrzne. Najczęściej są to żebra poprzeczne lub podłużne spawane do środników. Podnoszą one, w istotnym stopniu, koszty wykonania dźwigarów, ponadto wpływają bardzo niekorzystnie na wygląd boczny ustroju nośnego [1] (rys. 1.1).



Rys. 1.1. Nakładki pogrubiające oraz żebra pionowe i poziome zapewniające stateczność środnika [1]

W typowych mostach skrzynkowych lub blachownicowych znaczna część przekroju nie bierze pełnego udziału w przenoszeniu obciążeń. Należy zwrócić szczególną uwagę na moment zginający. Koszt zaprojektowanej konstrukcji nośnej uzależniony jest od parametru „ ρ_G ”, opisującego ogólny współczynnik przekroju, który można wyznaczyć na podstawie założenia:

$$\rho_G = \frac{q}{p + q}, \quad (1.1)$$

gdzie: q – obciążenie użytkowe (zmienne + stałe),
 p – obciążenie ciężarem własnym.

Nośność przekroju na zginanie zależy bezpośrednio od jego momentu bezwładności „ J ”, natomiast wartość obciążenia od ciężaru własnego zależy bezpośrednio od przekroju konstrukcji nośnej „ A ”. Dysponując tymi parametrami można określić promień bezwładności:

$$r^2 = \frac{J}{A}. \quad (1.2)$$

Belki posiadające cienkie środniki, posiadają masy skupione w skrajnych położeniach (górnym „ g ” i dolnym „ d ”). Zapisując odległości y_g i y_d od osi obojętnej promień bezwładności jest maksymalny i można zapisać, że wynosi:

$$r_{\max}^2 \approx y_g y_d. \quad (1.3)$$

Wówczas współczynnik przekroju konstrukcji przybiera postać:

$$\rho_s = \frac{r^2}{r_{\max}^2} = \frac{J}{y_g y_d A}. \quad (1.4)$$

Współczynnik ten (ρ_s) dla idealnego przekroju zmierza do jedności. Decydujące momenty wewnętrzne występują w pasach takich belek, promień bezwładności przekroju zwiększa się i zwiększa się również współczynnik ρ_s z uwagi na koncentrację mas w pasach na szczytach przekroju poprzecznego. Wynika z tego, że redukcja obciążenia ciężarem własnym nie ma wpływu na obniżenie nośności [8].

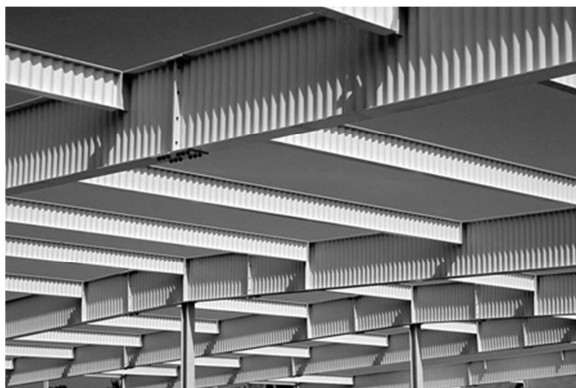
Idealnym rozwiązaniem byłoby wyeliminowanie dotychczas stosowanych żeber usztywniających w dźwigarach nie tylko o mniejszych wysokościach konstrukcyjnych, ale i w tych najwyższych, jakie stosuje się w budownictwie mostowym.

Rezygnacja z wykonywania kosztownych żeber jak również ucieczka przed problemami związanymi ze statecznością środników została zaobserwowana w latach trzydziestych XX wieku. Wówczas rozważano już zastosowanie blachy fałdowej jako środnika blachownic [2]. Naturalne uźebrowanie w formie fałd o tworzących prostopadłych do osi blachownicy zwiększa wartość stycznych naprężeń krytycznych. W połowie lat sześćdziesiątych, polski naukowiec, w jednej ze swoich publikacji [3] oświadczył, że podniesienie naprężeń krytycznych jest ogromną zaletą blachy falistej w stosunku do blachy płaskiej. To zagadnienie pozwala na wykorzystanie materiału aż do naprężeń krytycznych.

Trud włożony w pracę nad rozwojem nowych gatunków stali, które miały za zadanie poprawienie jakości i trwałości konstrukcji, obniżenie kosztów konstrukcji, kosztów jej montażu i utrzymania obiektu, poprawienie estetyki obiektów, maksymalne uproszczenia projektowania, ułatwienia powtórnej przeróbki materiału [4], doprowadziły do nowych możliwości projektowych w budownictwie. Dzięki postępowi materiałowemu możliwe jest wykonywanie przekrojów krępych, z grubymi pasami, należącymi do przekrojów niższych klas [5]. Norma [6], poświęcona mostom stalowym, dopuszcza również połączenia spawane blach o grubości nawet 250 mm.

Pomimo tak ogromnego wysiłku włożonego w rozwój metalurgii, stal pod względem właściwości materiałowych nie była jedynym impulsem, pozwalającym reaktywować dźwigary stalowe ze środnikiem z blachy fałdowej. W latach osiemdziesiątych ubiegłego wieku zautomatyzowanie procesu spawalnictwa było podstawą do odkrycia na nowo dźwigarów stalowych, posiadających środnik wykonany z blachy innej niż płaska. Zastosowana automatyka zmniejszyła nakłady pracy przy wykonywaniu połączeń spawanych. Producenci konstrukcji stalowych mogli liczyć na zyski nie tylko na podstawie oszczędności materiałowych, ale mogli także spodziewać się zysków związanych z redukcją nakładów pracy. W ostatnim czasie w nowoczesnych konstrukcjach autorzy opracowań projektów skłaniają się do stosowania środników z blach giętych. Obecny pogląd na nienaganną estetykę przemawia również za stosowaniem periodycznie zmiennych kształtów, które wpływają na korzystny wygląd boczny ustroju [7]. Dodatkowym, ale bardzo istotnym atutem dwuteowników spawanych ze środnikiem falistym w starciu z tradycyjnymi blachownicami jest ograniczenie ciężaru głównego ustroju nośnego nawet (według [9]) do 20%.

Blachownice o falistych środnikach w budownictwie przemysłowym znalazły szczególnie zastosowanie jako główne ustroje nośne. Wykorzystuje się je do projektowania belek, słupów i rygli w halach jednonawowych jak również w halach wielonawowych (por. rys. 1.2). W praktyce projektowej znajdują również zastosowanie jako płatwie w konstrukcjach, gdzie główne ustroje nośne posiadają rozpiętość większą od 9 m.



Rys. 1.2. Rygle i płatwie wykonane z blachownicy posiadających środnik falisty [59]

Obecnie na świecie w kilku ośrodkach naukowo-badawczych prowadzone są prace mające na celu wyprowadzenie precyzyjnych metod oszacowania stanów granicznych użytkowania i stanów granicznych nośności belek ze środnikami z blach falistych. Obecnie w praktyce projektowej, korzystając z możliwości zastosowania tak ciekawych elementów konstrukcyjnych, można jedynie w sposób przybliżony określić nośność tego typu ustrojów. Inżynierowie opierają się wciąż na uproszczonym modelu dystrybucji naprężeń w przekroju blachownicy dwuteowej ze środnikiem falistym. Jest on skojarzony z modelem kratownicowym. Założenie polega na przenoszeniu momentu zginającego przez pasy belki w postaci pary sił na ramieniu uzależnionym od wysokości środnika. Nie można uwzględniać środnika w przenoszeniu tej siły uogólnionej ze względu na niewielką sztywność podłużną części wypełniającej przestrzeń pomiędzy pasami. Drugie założenie podkreśla przenoszenie siły poprzecznej przez środnik. Można zauważyć, że założenia te nie uwzględniają zjawiska, polegającego na występowaniu nośności rezydualnych w strefie styku pasa i środnika, pochodzących od połączenia elementów składowych dźwigara. Uplastycznienie lokalne stref w środniku może powodować zmniejszenie efektywnej wysokości środnika. Jest to związane z redukcją nośności granicznej na ścinanie falistego środnika.

W pracy opisano i przeanalizowano niepokojące zjawiska, mające miejsce w okolicach stref występowania sił skupionych.

Blachy faliste znalazły również zastosowanie w konstrukcjach znacznie większych gabarytów jak opisane powyżej. Mowa tu o konstrukcjach mostowych. Dotychczas powstało tylko kilka obiektów w świecie, zaliczanych do tej dziedziny inżynierii. Brak znajomości dokładnej pracy blachownic z pofałdowanymi środnikami w budownictwie przemysłowym nie sprzyja „odważnemu” stosowaniu blach fałdowych w konstrukcjach narażonych na oddziaływania dynamiczne.

1.2 Przedmiot, cel i zakres pracy

Przedmiotem pracy jest analiza doświadczalna i teoretyczna stalowych dźwigarów, posiadających środnik falisty wykonany z blachy o grubości 7 mm oraz dźwigarów stalowych o tożsamym środniku zespolony górnym pasem z płytą żelbetową.

Badania doświadczalne obejmowały trzy etapy. Pierwszy etap dotyczył belek stalowych ze środnikami falistymi, etap drugi to badania belek stalowych ze środnikami z blach falistych zespolonych z płytą żelbetową, etap trzeci polegał na badaniu belek stalowych ze środnikiem z blachy płaskiej. Stałymi parametrami modeli były: grubość i szerokość pasów, wysokość środnika, rozpiętość przęsła, schemat statyczny oraz gatunek stosowanej stali.

Dodatkowo przeprowadzono analizę numeryczną, wykorzystując program komputerowy Autodesk Algor Simulation Professional 2010. Badania numeryczne oparte były o modele powłokowe. Zastosowano metody wykorzystujące geometryczne i fizyczne równania nieliniowe.

Celem pracy jest określenie zachowania się stalowych dźwigarów ze środnikami o kształcie sinusoidalnym o znacznej sztywności (grubość 7 mm), obciążonych siłami tnącymi i momentami zginającymi. Program badań zakłada płaską, jednokierunkową postać zginania. Badania laboratoryjne miały na celu określić wartość siły niszczącej, jak również wpływ sił wewnętrznych na stan graniczny blachownicy ze środnikiem z blachy falistej o znacznej grubości.

Wyniki badań eksperymentalnych były podstawą do weryfikacji badań numerycznych oraz założonego modelu obliczeniowego.

1.3 Tezy pracy

Dźwigary ze środnikami z blach falistych mogą być stosowane w ustrojach nośnych konstrukcji mostowych. Środniki faliste przenoszą przede wszystkim ścinanie, a zginanie w znacznie mniejszym stopniu od środników płaskich. Zatem wykorzystanie środników z blach falistych pozwala bardziej racjonalnie kształtować dźwigary z punktu widzenia wytrzymałościowego. Ponadto stosowanie dźwigarów ze środnikami falistymi obniża koszty budowy mostów blachownicowych z powodu eliminacji żeber usztywniających i ma pozytywny wpływ na estetyczny odbiór konstrukcji.

2 Aktualny stan wiedzy

2.1 Wprowadzenie

Sięgając do najwcześniejszych czasów powstania blachy falistej należy wspomnieć, że wynalazek ten został opatentowany w 1829 r. w Londynie przez H.R. Palmera [11]. Przez około sto lat obserwowano zalety tego wynalazku. Zaobserwowano, że tak wyprofilowana blacha posiada dużą sztywność giętą w kierunku równoległym do tworzącej fali, ale również cechuje ją duża sztywność postaciowa w płaszczyźnie w tym samym kierunku. W latach trzydziestych XX wieku materiał ten znalazł praktyczne zastosowanie. Na zlecenie przedsiębiorstwa lotniczego w 1929 r. zakłady Junkersa opracowały plany konstrukcyjne Ju 52, jako jednosilnikowego samolotu komunikacyjnego z poszyciem z blachy falistej. W tej technologii wykonano 4800 sztuk samolotów. Opracowano podstawy teoretyczne określenia nośności tych poszyc i umieszczono w pracach Bergmanna S., Reissnera H [12]. i Seydela E. [13].

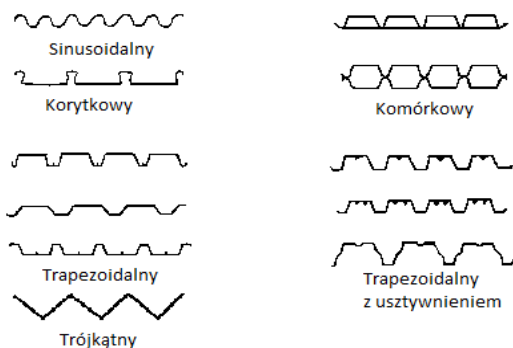
Początkowo w budownictwie blacha fałdowa nie była traktowana jako element konstrukcyjny a jedynie znalazła zastosowanie jako element osłonowy. Dzięki walorom, jakie posiadała, stosowano ją w celu wykonywania pokryć dachowych, potem ściennych. Z upływem lat wachlarz możliwości poszerzał się. Kolejno blachę o tym przekroju poprzecznym wykorzystywano jako szalunki tracone podczas wykonywania żelbetowych stropów monolitycznych. Bazując na doświadczeniu zdobytym podczas stosowania blachy fałdowej jako elementu osłonowego, zaobserwowano, że można posłużyć się nią jako element nośny, który dodatkowo zwiększy ogólną sztywność konstrukcji prętowej.

Blachy fałdowe wykonywane są z wielu gatunków stali. Przedstawiony na rys. 2.1 moduł pomieszczenia mieszkalnego, wykonanego z konstrukcji prętowej został usztywniony blachą trapezową, wykonaną ze stali austenitycznej. Zastosowany gatunek stali jak również sztywność poprzeczna blachy umożliwiły umiejscowienie takiej konstrukcji na platformie wydobywającej gaz na Morzu Północnym.



Rys. 2.1. Moduł pomieszczenia mieszkalnego wykonany z blachy fałdowej

Kolejnym konstruktywnym zastosowaniem blachy fałdowej było wykonanie dźwigarów posiadających środnik wykonany z blachy fałdowej. Pierwsze koncepcje zakładały wykonanie blachownic, posiadających fałdy o tworzącej równoległej do osi belki [14]. Wymagały one bowiem stosowania żeber prostopadłych do tworzącej fałdy, które usztywniałyby środnik. W celu otrzymania wysokiej nośności elementów belkowych należy dążyć do uzyskania możliwie jak największej odległości między częściowymi przekrojami w skrajnych położeniach. Zgromadzone tam pola części złożeniowych dźwigara dwuteowego zapewniają nośność przekroju na zginanie. Rozwiązanie to prowadzi do wypełnienia przestrzeni między tymi masami w formie płaskiej cienkiej blachy, narażonej na utratę stateczności miejscowej w wyniku swojej smukłości. Sposobem na zmniejszenie tego niekorzystnego zjawiska jest stosowanie elementów usztywniających w formie żeber. Pomimo tych zabiegów okazuje się, że optymalnie dobrane wymiary przekroju poprzecznego ze względów nośności przy zachowaniu kryterium minimalnego ciężaru własnego kumulują znaczną część swojej masy w środniku, który przenosi głównie siłę poprzeczną, przy niewielkim procentowym udziale w przenoszeniu momentu zginającego. Blachownice posiadające fałdy o tworzącej prostopadłej do osi belki dawały przesłanki na uzyskanie oczekiwanego, pozytywnego efektu. Proces fałdowania blachy środnika zapewnia zwiększenie sztywności środnika i umożliwia zmniejszenie jej grubości, co w rezultacie prowadzi do pozbycia się żeber usztywniających. Zabiegi te prowadzą do ograniczenia masy własnej blachownicy nawet o 40% w stosunku do typowej blachownicy [41].



Rys. 2.2. Kształty blach fałdowych [15]

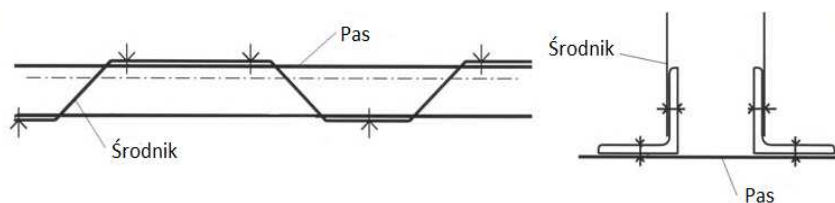
Spostrzeżenie to w efekcie zainspirowało do tworzenia różnych kształtów środka. Można wykonywać je z blach trapezoidalnych, sinusoidalnych, trójkątnych lub prostokątnych (rys. 2.2) [15].

Na początku lat 60-tych w Europie po raz pierwszy przedstawiono belkę dwuteową ze środkiem wykonanym z blachy trapezowej jako gotowy wyrób, przeznaczony do zastosowań konstrukcyjnych [16]. W 1966 roku w Szwecji wykonano pierwsze budynki z użyciem blach trapezowych w środkach blachownic.



Rys. 2.3. Konstrukcja ramowa hali z blachownic trapezowymi

Wyroby w postaci dwuteowników, posiadające fałdowe środniki nie trafiły do produkcji na większą skalę. Na ówczesne czasy koszt wykonania połączeń spawanych pomiędzy środnikiem a pasami znacznie przewyższał koszty wykonania tradycyjnych dźwigarów z płaskimi środnikami z dodatkowymi elementami usztywniającymi. Przedstawiono inną koncepcję łączenia środników z pasami. Mniej kosztowna, ale bardziej pracochłonna metoda polegała na wykorzystaniu połączeń śrubowych z dodatkowym elementem pośrednim. Elementem tym był kątownik występujący jedynie na styku blachy środnika wzdłuż osi dźwigara (rys. 2.4). Rozwiązanie to nie sprawdziło się.



Rys. 2.4. Połączenie śrubowe pas-środnik

Inną gałęzią budownictwa, w której blacha falista została zastosowana na większą skalę, to budownictwo komunikacyjne. Od ponad 100 lat wykonywane są obiekty inżynierskie z zastosowaniem ocynkowanej blachy falistej. Wykonuje się z niej przepusty i tunele drogowe oraz kolejowe (rys. 2.5). Pierwsze zastosowania tego typu konstrukcji miało miejsce w Ameryce Północnej oraz w Rosji, gdzie też narodziła się koncepcja wykorzystania ich również w budownictwie kolejowym [39],[40]. Z uwagi na charakter pracy często nazywane są konstrukcjami podatnymi.



Rys. 2.5. Przepust drogowy z wykorzystaniem blachy falistej [64]

Zależnie od rodzaju pracy obiektu inżynierskiego, zastosowanych materiałów i własności użytego profilu nadano specyficzne nazewnictwo dla rozróżnienia:

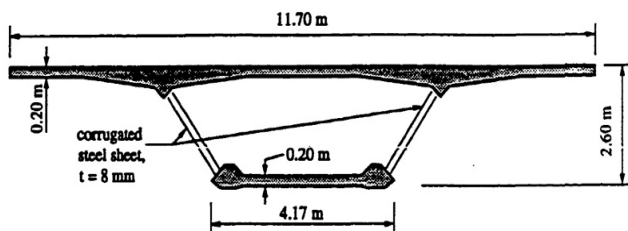
- MultiPlate - konstrukcje wielopłaszczowe z blachy falistej ocynkowanej,
- SuperCor - konstrukcje z blachy falistej ocynkowanej o dużej sztywności.

Konstrukcja SuperCor dysponuje kilkoma przekrojami z różnym przeznaczeniem:

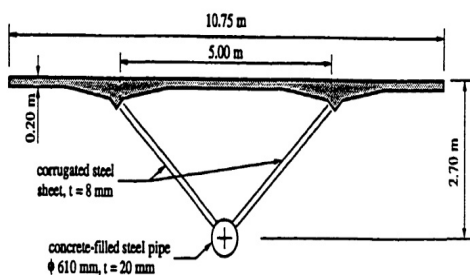
- przekrój skrzynkowy - duża rozpiętość i stosunkowo niska wysokość konstrukcji przy niewielkim naziomie,
- przekrój łukowy - rozpiętość do 25 m, przewyższająca zasięg tradycyjnych łuków wielopłaszczowych,
- przekrój kołowy - rozwiązania wykorzystywane przy bardzo słabych warunkach gruntowych i konstruowanie dużych średnic.

W budownictwie mostowym dźwigary główne, pełnościenne stosowane są od ponad półtora wieku. Pierwszy most o ustroju nośnym z dźwigarów blachownicowych, pełnościennych wybudowano w Anglii około 1850 r. [17]. Wykorzystywanie blachownic pełnościennych w budownictwie mostowym skłoniło do analizy zastosowania profili fałdowych w tej gałęzi budownictwa. W wyniku przemyśleń powstała idea wybudowania mostu zespolonego stalowo-betonowego o przekroju skrzynkowym typu PCS. Most ten wzniesiono w Cognac we Francji w 1986 r. (rys. 2.6). Autorem tego projektu był M. Duviarda [18], [19]. Pasy ustroju nośnego mostu zostały wykonane z betonu, natomiast środniki z blach trapezowych.

W kolejnych latach powstawały następne obiekty mostowe z wykorzystaniem w swojej konstrukcji blachy fałdowej w nieco innym rozwiązaniu. Również we Francji w roku 1987 wybudowano wiadukt zespolony o najdłuższym prześle wynoszącym 53 m długości. W tym przypadku pas dolny stanowiła rura stalowa wypełniona betonem. Podobnie jak w przypadku poprzednim środniki wykonane z blachy trapezowej o grubości 8 mm. Na rys. 2.7 przedstawiono widok wiaduktu i przekrój poprzeczny

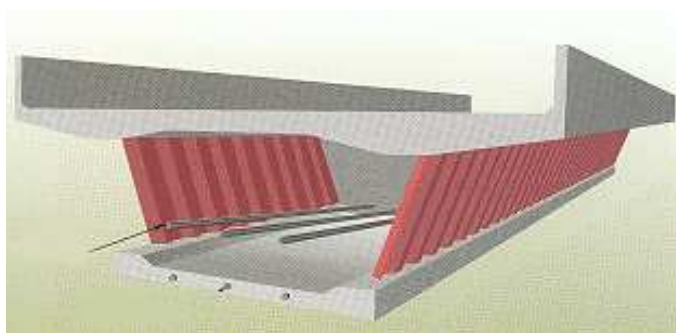


Rys. 2.6. Przekrój poprzeczny i prace podczas budowy mostu PCS w Cognac [20], [21]



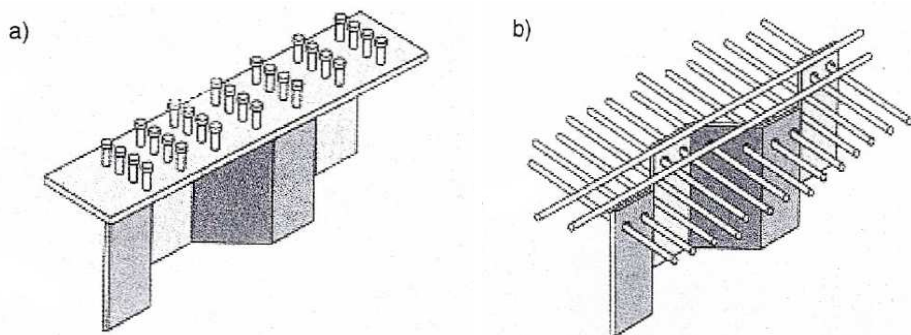
Rys. 2.7. Przekrój poprzeczny i widok wiaduktu w Maupré-Tal [20], [21], [65]

Mosty składające się z dwóch płyt betonowych i łożysk wykonanych między innymi z blach fałdowych noszą nazwę PCS tj. sprężona konstrukcja zespolona (ang. PCS – prestressed composite structure) (rys. 2.8). Posiadają łożyska wykonywane również w formie kratownic lub z blach płaskkich.



Rys. 2.8. Schemat konstrukcji mostu PCS z trapezowymi łożyskami [1]

W nowoczesnych konstrukcjach PCS łożyska wykonywane są z blach giętych trapezowych i mogą być łączone konwencjonalnie jak w przypadku mostów zespolonych (rys.2.9a). Natomiast w najnowocześniejszych rozwiązaniach całkowicie eliminuje się stalowy pas górny i łączniki między płytą a dźwigarem stalowym. Współpracę zapewniają pręty zbrojeniowe, przechodzące przez łożysko (rys.2.9b) [23].



Rys. 2.9. Łączniki w mostach ze ściądkami falistymi: a) tradycyjne, b) nowoczesne [23]

Do podstawowych założeń, dotyczących przenoszenia momentów zginających poprzez pasy oraz przenoszenia ściąkania przez ściądek można poczynić dodatkowe założenia w analizie dźwigarów ze ściądkami falistymi wynikające z prac [15], [24], [25], [26], [27]:

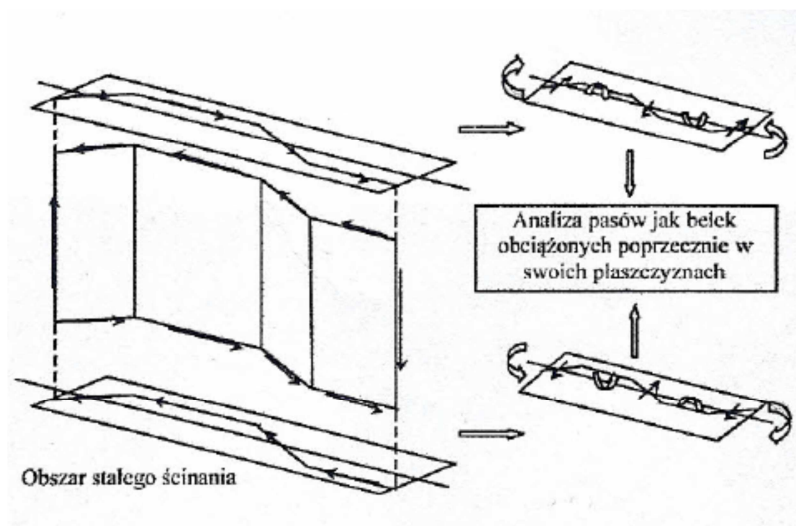
- przekroje poprzeczne zachowują swój kształt i poprzeczne deformacje przekrojowe mogą być pomijane,
- odkształcenia, deformacje i ugięcia są małe i równowaga może być formułowana w niezdeformowanym stanie,
- udział skręcania Saint Venanta jest pomijalny,
- dla przekrojów poprzecznych poszczególnych elementów dźwigara (pasy, ściądek) płaskie przekroje pozostają płaskie,
- materiał jest sprężysty, jednorodny i izotropowy.

Już w latach dziewięćdziesiątych XX wieku ukazały się prace [28], [29], [30], [31], w których studiowano sprężysto-podatne zachowanie się blach trapezowych, występujących w dźwigarach dwuteowych, poddanych obciążeniom w płaszczyźnie. Założenia związane z przenoszeniem momentów przez pasy, a ściąkania przez ściądek, zostały potwierdzone w analizie zaprezentowanej w pracach podanych wyżej. Procedura obliczeniowa polega na następujących wytycznych:

- poziome siły ściąkające, przebiegające w ściądku do połączenia z pasem, obliczane są w oparciu o równowagę sił działających w płaszczyźnie ściądka,
- siły te są przekazywane z przeciwnym zwrotem na pasy i ich składowe działają na linii środkowej pasów,
- w obszarze, gdzie ściądek jest pochylony do płaszczyzny środkowej, siły będą miały składowe w kierunku podłużnym i poprzecznym, zaś w obszarze, gdzie ściądek jest równoległy do płaszczyzny środkowej, siły będą podłużne oraz powstaną, z powodu ekscentryczności ściądka, poprzeczne momenty zginające,

- każdy pas jest traktowany jak belka poddana obciążeniu w płaszczyźnie, i wewnętrzne siły (momenty i siły poprzeczne) są określane przez zastosowanie konwencjonalnej analizy belkowej.

Ta procedura analityczna jest ważna w przypadku stałego ścinania, ale nieważna w obszarze ścinania zmiennego [22]. Rys. 2.10 demonstruje w uproszczony sposób procedurę obliczeniową.



Rys. 2.10. Analiza dwuteowego dźwigara ze środnikiem trapezowym [22]

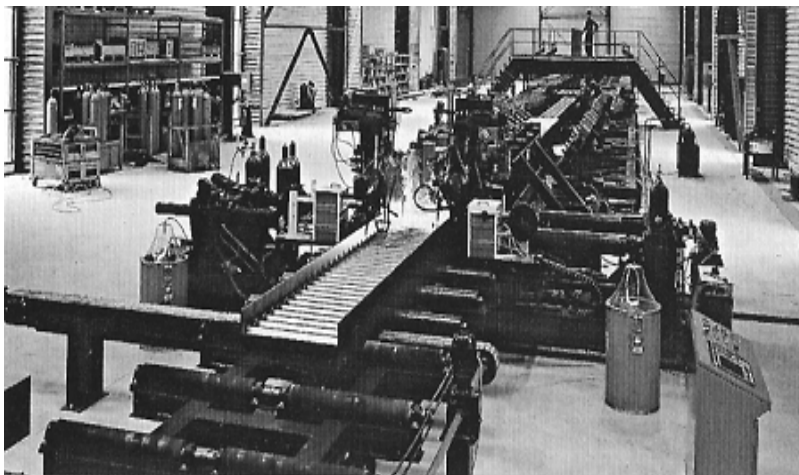
Abbas H. H., Kim B. G. i Sause R. rozpowszechnili wyniki swojej pracy nad dźwigarami zawierającymi środnik wykonany z blachy o kształcie trapezowym. Podczas prowadzonego eksperymentu, analizie poddano dwa tożsame dźwigary wykonane zgodnie z wytycznymi, które proponowali Elgaaly M., Hamilton R., W., Seshadri A., otrzymując różne wyniki badań w zakresie przemieszczeń. Według autorów różnice mogły wynikać między innymi z powodu powstających naprężeń podczas gięcia blachy.

Wykonanie fałd o kształcie sinusoidalnym, podczas procesu gięcia na zimno, powoduje powstawanie mniejszych naprężeń własnych w stosunku do kształtu trapezowego. Dodatkowo wprowadzone automaty do procesu spawania dają większe możliwości podczas łączenia pasów z blachą sinusoidalną ze względu na łagodną zmianę krzywizny. Systematyczna nieliniowość wyklucza występowanie płaskich paneli w środniku narażonych na utratę stateczności miejscowej. Środnik więc wykazuje własności jednorodnej płyty ortotropowej. Nośność środnika, podczas pracy dźwigara, uzależniona jest od nośności plastycznej, albo od niestateczności globalnej.

Wprowadzenie automatyzacji do procesu spawania na przełomie lat 80 i 90 umożliwiło szybkie i łatwe spawanie dźwigarów dwuteowych, wyposażonych w środnik falisty, sinusoidalny. Przyczyniło się to do głębszej analizy zachowania się dźwigarów ze środnikami z blach falistych i ich produkcji na skalę przemysłową. Spółka Zekon przy współpracy z naukowcami opracowała i udostępnia Dokumentację Techniczną [33] typowych dźwigarów SIN. Zakład ten dysponuje profilami posiadającymi środniki wykonane z blach o grubości 2,0 mm, 2,5 mm i 3,0 mm. Zalety wyżej opisywanych kształtowników podkreślane są w wielu publikacjach oraz książkach przeznaczonych dla studentów, projektantów i naukowców [34], [35], [36]. Dostępne wzmianki dotyczą głównie produkowanych już profili stosowanych w budownictwie przemysłowym. Budownictwo mostowe, z każdym dniem jest bliżej wprowadzania tak ciekawych kształtów w swoich konstrukcjach, ale jednak zagadnienia związane z analizą pracy blachownic posiadających „grube” blachy fałdowe w swoich środnikach wymagają jeszcze wielu prac badawczych.

2.2 Technologia produkcji blachownic z falistymi środnikami

W 1988 roku pierwsza maszyna do produkcji belek posiadających środnik falisty o kształcie sinusoidalnym powstała i została opracowana przez spółkę Zeman w Austrii. Zestaw urządzeń tworzył pełną linię produkcyjną, w której tuż przed wykonaniem niezbędnych spoin następowało formowanie blachy. Maszyna ta była półautomatem o ograniczonym zakresie produkcji. Można było wykonywać jedynie belki o pasach równoległych, połączonych ze sobą środnikiem o trzech dostępnych grubościach blachy: 2,0 mm, 2,5 mm i 3,0 mm [42]. W każdym przypadku długość rzutu fali wynosiła 155 mm, a amplituda była uzależniona od grubości środnika: 20 mm dla blachy o grubości 2,0 mm i 21,5 mm dla blachy o grubości 3,0 mm. Automat posiadał możliwość tłoczenia blach o szerokościach: 500, 625, 750, 1000, 1250, 1500 mm. Pasy wykonywano z blach o minimalnej grubości 10 mm i najmniejszej szerokości 200 mm. Maksymalne wymiary tych elementów to grubość 30 mm i szerokość 430 mm. Linia technologiczna umożliwiała wykonywanie blachownic w przedziale długości 6 000 mm ÷ 20 000 mm (rys. 2.11).



Rys. 2.11. Automatyczna linia produkcyjna blachownic z falistym średnikiem [42]

Maszyny najnowszej generacji są w stanie produkować belki SIN w pełni zautomatyzowanym procesie [41]. Dokonano modernizacji ciągu technologicznego, dzięki której powstała możliwość wykonywania belek o zmiennym przekroju (rys. 2.12). Zmiany dotyczą również wysokości otrzymywanych średników: 333, 500, 625, 750, 1000, 1250 i 1500 mm. Powstała możliwość gięcia blach o mniejszej i większej grubości jak dotychczas: 1,5 mm, 2 mm, 2,5 mm, 3 mm, 4 mm, 5 mm, 6 mm. Zmieniono wymiary geometryczne pasów: grubość może wahać się w granicach $6 \div 30$ mm, szerokość od 120 do 450 mm. Roboty spawalnicze obecnie obejmują spawanie elementów o długości do 16 000 mm. Zazwyczaj wykonuje się belki o mniejszej długości, wynoszącej 12 m ze względu na transport i cynkowanie.



Rys. 2.12. Wykonanie blachownicy o zmiennym przekroju [45]

Sam proces technologiczny nie uległ zmianie i nadal przebiega niezmiennie. Poczynając od rozwinięcia blachy aż po wyrób gotowy, proces przebiega podczas jednego cyklu roboczego.

W pierwszym etapie procesu blacha zostaje odwinięta z rolki, odprężona, prostowana i przycięta na odpowiednią długość i ewentualnie szerokość.



Rys. 2.13. Proces kształtowania blachy [43]

Następnie dzięki prasom uzyskuje się sinusoidalny kształt (rys. 2.13). Równocześnie przygotowywane są pasy. Wszystkie elementy trafiają na stanowisko kompletowania. Dzięki zastosowanemu systemowi hydraulicznemu precyzyjnie ustawiana jest współosiowość pasów i środka. Pasy dociskane są do środka przy użyciu siłowników. Kolejnym stanowiskiem, na jakie trafiają wstępnie połączone elementy, jest miejsce wykonywania spoin. Wykonuje się tutaj spoiny pachwinowe, jednostronne, metodą spawania w atmosferze gazów obojętnych MIG (Metal Inert Gas) w procesie TIME (Transferred Ionized Molten Energy). Strefa przetopu spoiny pachwinowej obejmuje np. 1/3 grubości środka. Tak wykonane spoiny zostają zabezpieczone antykorozyjnie powłokami malarskimi od strony gdzie spoiny nie występują. Spawanie odbywa się równolegle dla pasa górnego i dolnego. W trakcie trwania tego procesu odbywa się ciągły ruch blachownicy po stole spawalniczym. Komputer zmuszony jest do sterowania kątem pochylenia elektrod. Duża sztywność sinusoidalnego środka i stosunkowo niewielką ilość pochłoniętego w trakcie spawania ciepła sprawiają, że blachownice praktycznie nie doznają odkształceń spawalniczych.



Rys. 2.14. Gotowy wyrób [1]

Gatunek stali, jaki przeznaczony jest do produkcji dźwigarów, dobierany jest na podstawie normy EN 10 025 [44]. Pasy wykonywane są ze stali S235JRG2 lub S355J2+N. Środek wykonywany jest z reguły ze stali S235JRG2. Dla środka 3 mm istnieje możliwość stosowania materiału o podwyższonej wytrzymałości S355J2+N.

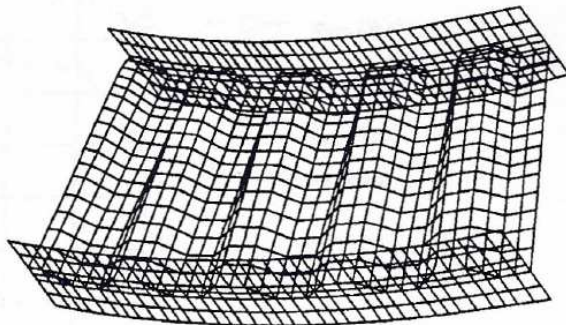
Spółka Zekon wprowadziła oznaczenia blachownic produkowanych w swoich wytwórniach. Są to literowo-cyfrowe kody, w których ukryte są informacje dotyczące grubości środka oraz pozostałe wymiary przekroju poprzecznego np.: WTA 500-160x10, WTB 1000-260x15, WTC 1500-300x20, profil ze zbieżnym środkiem: WTA 1250-500/300x15, profil o zróżnicowanych pasach: WTA 1250/300x15/300x20. Ze względu na niemieckojęzyczne korzenie przedsiębiorstwa dwie pierwsze litery to skrót od słowa „*wellstegträger*”. Kolejna litera oznacza grubość środka (A – 2 mm, B – 2,5 mm, C – 3 mm). Oznaczenia cyfrowe w kolejności: wysokość środka w mm, szerokość pasa w mm i grubość pasa w mm.

Obecnie istnieje około 10 linii produkcyjnych na całym świecie, a jedna z nich na terenie naszego kraju. Wyżej wymieniona firma jest jedynym producentem i dostawcą profili SIN w Polsce.

2.3 Nośność belek dwuteowych o środnikach fałdowych

2.3.1 Nośność przy zginaniu

Belki dwuteowe ze środnikiem o kształcie fałdowym cechują się dużą sztywnością podłużną w pasach, natomiast znikoma sztywność podłużna środnika nie wpływa na wzajemną zmianę odkształceń pasa dolnego i górnego. Właściwości te przedstawiono na rys. 2.15.

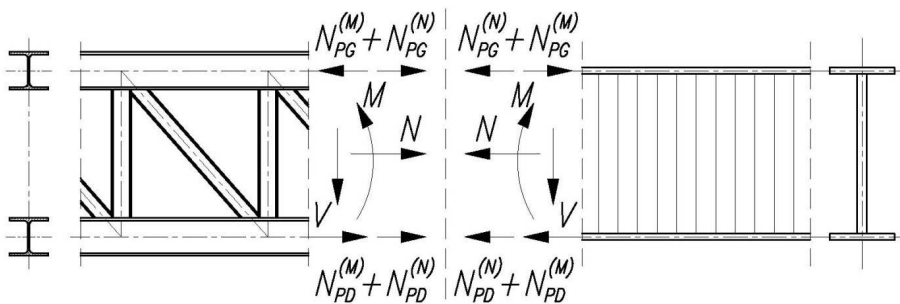


Rys. 2.15. Deformacja próbki w wyniku działającego momentu zginającego [24]

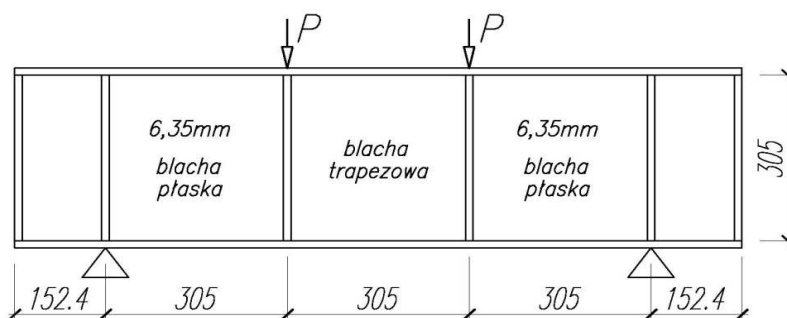
Opierając się na analogii do pracy kratownicy można opracować uproszczony model wpływu sił zewnętrznych na powstawanie sił wewnętrznych (rys. 2.16).

Założenia polegające na twierdzeniu, że moment zginający przenoszony jest jedynie przez pasy jest założeniem czysto teoretycznym. Praca elementu w schemacie generującym moment zginający polega na powstawaniu naprężeń normalnych ściskających lub rozciągających w skrajnych włóknach przekroju. W celu określenia wpływu zginania na cały układ dźwigara zespół Elgaaly'ego poddał analizie belkę zawierającą w części środkowej blachownicy środnik o kształcie trapezoidalnym (rys. 2.17).

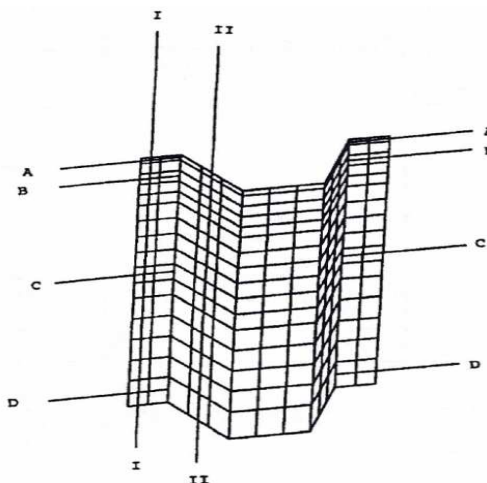
Przeprowadzone badania potwierdziły powstawanie naprężeń w strefach przylegania środnika do pasów. Dokonano pomiaru naprężeń normalnych wzdłuż tworzącej fałdy w dwóch przekrojach. Jeden z nich zawierał się w szczycie fali a drugi w kolejnym polu fałdy. Przedstawione rezultaty zlokalizowane były w połowie długości każdego z odcinków. W drugim obszarze, punkty pomiarowe pokrywały się z osią podłużną dźwigara.



Rys. 2.16. Analogia między kratownicą i dźwigarem ze środnikiem falistym [42]

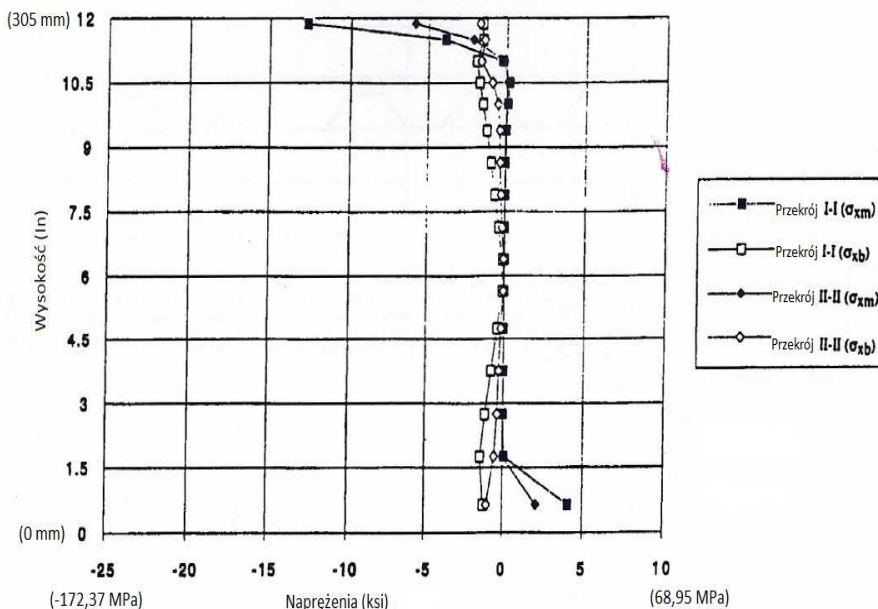


Rys. 2.17. Geometria testowanej belki [24]



Rys. 2.18. Przekroje charakterystyczne do wyznaczenia składowych σ_{xm} i σ_{xb} [24]

Na rysunku 2.18 zaprezentowano miejsca występowania przekrojów charakterystycznych. Dla tych przekrojów wykonano wykresy (rys. 2.19) zawierające składowe membranowe σ_{xm} i składowe giętne σ_{xb} naprężeń normalnych występujące na całej wysokości środnika.



Rys. 2.19. Rozkład składowych naprężeń normalnych na wysokości środnika [24]

Wykres potwierdza wcześniejsze założenia, że udział środnika w przenoszeniu naprężeń normalnych o kształcie trapezowym fali jest pomijalnie mały. W odróżnieniu od blachownic ze środnikami płaskimi, w których traktuje się, że środnik współpracuje z pasami podczas zginania, sprężysty wskaźnik wytrzymałości przekroju jest niemalże równy plastycznemu wskaźnikowi przekroju. Wynika to z niewielkiej wysokości strefy występowania istotnych naprężeń normalnych. Wskaźnik sprężysty przyjmuje postać:

$$W_y^{el} = \frac{A_{f1} h^2}{2z_{max}}, \quad (2.1)$$

gdzie: A_{f1} – pole powierzchni pojedynczego pasa,
 h – odległość między środkami ciężkości pasów,
 z_{max} – odległość między środkiem ciężkości przekroju a najbardziej oddaloną od niego krawędzią przekroju kierunku osi z .

$$W_y = W_y^{el} = W_y^{pl}, \quad (2.2)$$

gdzie: W_y – wskaźnik wytrzymałości przekroju,
 W_y^{pl} – plastyczny wskaźnik wytrzymałości przekroju.

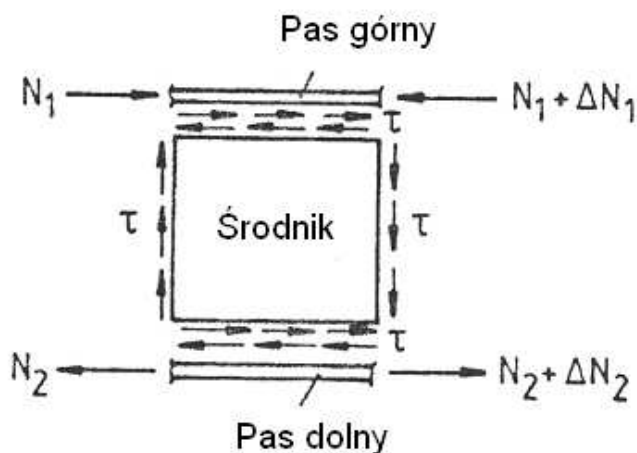
Nośność sprężystą przekroju przy jednokierunkowym zginaniu z uwzględnieniem (2.1) można zapisać:

$$M_{Ry}^{el} = W_y f_y. \quad (2.3)$$

Porównując sprężysty wskaźnik wytrzymałości z plastycznym wskaźnikiem można obliczenia potraktować jako zagadnienie sprężysto-plastyczne i nośność przy jednokierunkowym zginaniu można zapisać w następującej formie:

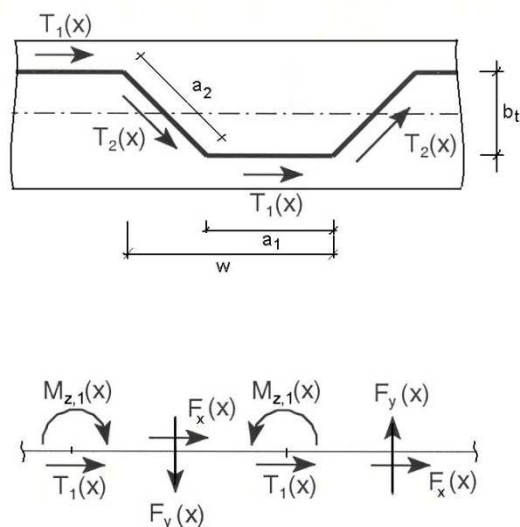
$$M_{Ry}^{pl} = A_{f1} h f_y = N_{R,f1} h. \quad (2.4)$$

Założenie o przenoszeniu sił normalnych jedynie przez pasy prowadzi do analizy lokalnych zachowań na skutek współpracy stykających się elementów: pasa i środnika (rys. 2.20).



Rys. 2.20. Strumienie ścinania w środku i pasach

W wyniku przepływu strumieni ścinania na krawędzi blachy środknika, pasy obciążone są dodatkowymi siłami [28], [47]. Kształt środknika wymusza powstawanie sił na kierunku już występujących sił normalnych, ale również generowanie dodatkowych momentów gnących. Momenty te powstają na skutek rozłożenia na składowe sił zlokalizowanych na krawędzi diagonalnej blachy w stosunku do osi belki (rys. 2.21).



Rys. 2.21. Układ sił drugorzędnych na powierzchni pasa w płaszczyźnie XY

Układ sił można zapisać matematycznie:

- pozioma składowa na kierunku x pochodząca od ścinania w diagonalnej części środknika:

$$F_x(x) = T_2(x) \frac{w - a_1}{a_2}, \quad (2.5)$$

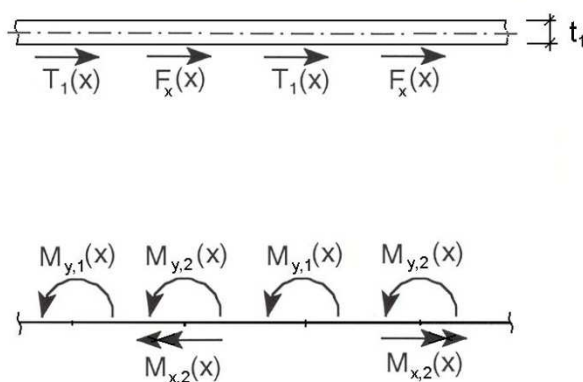
- pozioma składowa na kierunku y pochodząca od ścinania w diagonalnej części środknika:

$$F_y(x) = F_x(x) \frac{b_t}{w - a_1}, \quad (2.6)$$

- moment względem osi z wynikający z działania siły tnącej na mimośrodku względem osi belki:

$$M_{z1}(x) = T_1(x) \frac{b_t}{2}. \quad (2.7)$$

Z powodu istniejącej pewnej grubości pasa, siły ścinające powodują powstawanie momentu zginającego względem osi y jak również powstawanie momentu skręcającego względem osi x . Na rys. 2.22 pokazano występowanie sił w tym samym pasie, który rozważano powyżej, ale w płaszczyźnie XZ .



Rys. 2.22. Układ sił drugorzędnych na powierzchni pasa w płaszczyźnie XZ

Powstają następujące siły:

- moment zginający $M_{y,1}$ względem osi y powstający w wyniku działania siły ścinającej $T_1(x)$:

$$M_{y,1}(x) = T_1(x) \frac{t_1}{2}, \quad (2.8)$$

- moment zginający $M_{y,2}$ względem osi y powstający w wyniku działania składowej $F_x(x)$ siły ścinającej w części diagonalnej środnika:

$$M_{y,2}(x) = F_x(x) \frac{t_1}{2}, \quad (2.9)$$

- moment skręcający $M_{x,2}$ względem osi x powstający w wyniku działania składowej $F_y(x)$ siły ścinającej w części diagonalnej środka:

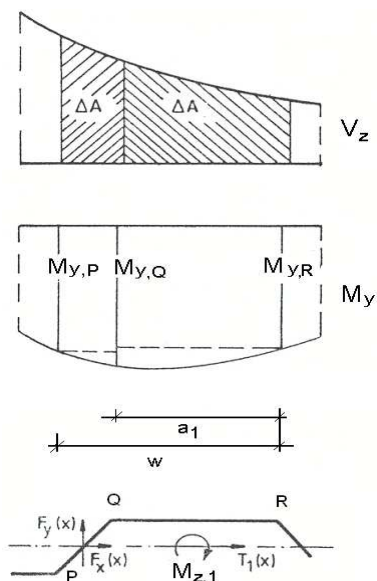
$$M_{x,2}(x) = F_y(x) \frac{t_1}{2}. \quad (2.10)$$

Aby znaleźć matematyczne wyrażenie dla obciążenia pasa niezbędne jest zapisanie równania dla siły T_x :

$$\left. \begin{aligned} T(x) &= \int \tau(x) t_w dx \\ \tau(x) &= \frac{V_z(x)}{h_w} dx \end{aligned} \right\} \rightarrow T(x) = \int \frac{V_z(x)}{h_w} t_w dx. \quad (2.11)$$

Dokonując wielu obliczeń matematycznych istnieje możliwość uwzględnienia funkcji parabolicznej dla siły poprzecznej. Można tego uniknąć stosując poniższy zapis:

$$M_y(x) = \int V_z(x) dx. \quad (2.12)$$



Rys. 2.23. Wykresy występującej siły poprzecznej i momentu dla jednego okresu fałdy

Uwzględniając wykresy (rys. 2.23) sił poprzecznych i momentów dla jednego okresu fałdy można otrzymać formułę dla $T(x)$:

$$T(x) = \frac{M_y(x + \Delta x) - M_y(x)}{h_w} = \frac{\Delta M_y(x)}{h_w}. \quad (2.13)$$

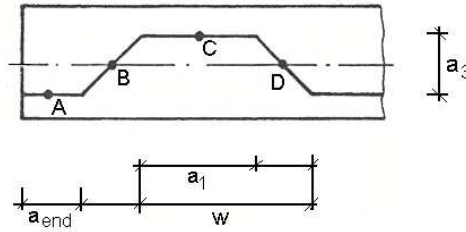
Na podstawie powyższych równań powstaje możliwość zapisania zależności uwzględniających wszystkie procesy zachodzące na krawędzi środka i pasa dla których siła $F_y(x)$ przyjmuje postać:

$$F_y(x) = \frac{M_{y,Q} - M_{y,P}}{h_w} \frac{b_t}{w - a_1}. \quad (2.14)$$

Moment zginający ostatecznie daje poniższą postać wzoru:

$$M_{z,1}(x) = \frac{M_{y,R} - M_{y,Q}}{h_w} \frac{b_t}{2}. \quad (2.15)$$

Dzięki otrzymanym zapisom można formułować wyrażenia dla punktów położonych w dowolnym miejscu pasa.



Rys. 2.24. Lokalizacja punktów A, B, C, D

Dla punktów wyszczególnionych na rys. 2.24 równania na F_y i $M_{z,1}$ wyglądają następująco:

$$F_{y,B} = \frac{M_y(a_{end} + w - a_1) - M_y(a_{end})}{h_w} \frac{b_t}{w - a_1}, \quad (2.16)$$

$$F_{y,D} = \frac{M_y(a_{end} + 2(w - a_1) + a_1) - M_y(a_{end} + w)}{h_w} \frac{b_t}{w - a_1}, \quad (2.17)$$

$$M_{z,1,A} = \frac{M_y(a_{end}) - M_y(0)}{h_w} \frac{b_t}{2}, \quad (2.18)$$

$$M_{z,1,C} = \frac{M_y(a_{end} + w) - M_y(a_{end} + w - a_1)}{h_w} \frac{b_t}{2}. \quad (2.19)$$

Z powodu regularności odległości, formułę dla sił obciążających pas można zapisać w sposób ogólny:

$$F_y(x) = [M_y(a_{end} + w - a_1 + (i \cdot w)) - M_y(a_{end} + (i \cdot w))] \frac{b_t}{h_w(w - a_1)} \quad (2.20)$$

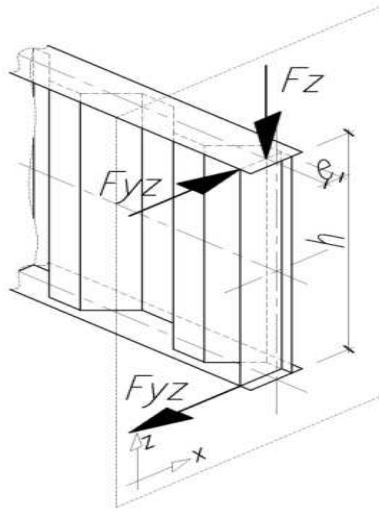
dla $i = 0 \dots n-1$ (n – numer diagonalnej części środka),

$$M_{z,1}(x) = [M_y(a_{end} + (i \cdot w)) - M_y(a_{end} + (i \cdot w) - a_1)] \frac{b_t}{2 \cdot h_w} \quad (2.21)$$

dla $i = 1 \dots n-1$ (n – numer diagonalnej części środka).

Występowanie żeber w blachownicach ze środkami fałdowymi podyktowane jest przyłożeniem siły skupionej prostopadłej do płaszczyzny pasa. Dodatkowa siła F_z przekazująca obciążenia na pewnym mimośrodku w stosunku do osi dźwigara może być przyczyną powstawania kolejnych sił F_{yF} (przedstawionych równaniem 2.22) generowanych przez naprężenia styczne przekazywane z obciążonego żebra na środek (rys. 2.25).

$$F_{yF} = F_z \frac{e}{h} \quad (2.22)$$



Rys. 2.25. Proces przekazywania naprężeń stycznych z obciążonego żebra na środek

Według PN-EN 1993-1-5 [37] jak również według wytycznych Niemieckiego Komitetu Stali DAST 015 [47] efekt ten nie powinien zostać pominięty w przypadku belek ze środnikiem z blachy trapezowej poprzez zastosowanie współczynnika redukującego granicę plastyczności pasów f_T . Współczynnik ten uzależniony jest od wartości maksymalnego momentu zginającego w płaszczyźnie pasa pochodzącego od działania sił należących do układu drugorzędowego.

Opierając się na publikacji [42] można założyć, że efekt opisany powyżej wywiera znikomy wpływ na nośność przy zginaniu w przypadku blachownic zawierających środnik z blachy sinusoidalnej. Autor opracowania [10] dokonał pomiaru odkształceń w przekroju pasa przechodzącym przez grzbiet fali środnika. Wykazał, że lokalny wzrost naprężeń nie przekraczał wartości 4% średnich naprężeń w badanym przekroju. Norma PN-EN 1993-1-5 [37] potwierdza takie założenia zalecając dla środników sinusoidalnych przyjmować wartość $f_T = 1,0$.

Rozpatrując pas belki jako element przenoszący moment zginający należy zauważyć, że utrata nośności granicznej przy zginaniu nastąpi gdy naprężenia w pasie rozciągającym osiągną wartość zredukowanej granicy plastyczności lub nastąpi zjawisko utraty stateczności pasa ściskanego. Zatem nośność graniczna dla pasa rozciąganego prezentuje się następująco:

$$N_{b,Rd,2} = \frac{b_2 t_2 f_{yf,r}}{\gamma_{M0}}, \quad (2.23)$$

gdzie: b_2 – szerokość pasa rozciąganego,
 t_2 – grubość pasa rozciąganego,
 $f_{yf,r}$ – zredukowana wartość granicy plastyczności,
 f_{yf} – wartość granicy plastyczności,
 f_T – współczynnik redukujący,
 γ_{M0} – częściowy współczynnik wg PN-EN 1993-1-1 [48],

$$f_{yf,r} = f_{yf} \cdot f_T. \quad (2.24)$$

Ze względu na charakter pracy pasa ściskanego, dopuszcza się utratę stateczności miejscowej. Należy wprowadzić dodatkowe cechy przekroju z uwzględnieniem parametrów efektywnych: A_{eff} , b_{eff} , i_{eff} .

Według niemieckich wytycznych zawartych w DIN 18800 Część 2 [49] szerokość efektywną pasa można zapisać:

$$b_{eff} = \kappa \cdot b = \frac{0,7}{\bar{\lambda}_{P\sigma}} b, \quad (2.25)$$

gdzie: κ – współczynnik wyboczeniowy,
 b – szerokość pasa niezredukowana,
 $\bar{\lambda}_{P\sigma}$ - względna smukłość płytowa odpowiadająca krytycznym naprężeniom normalnym.

Względna smukłość płytowa może być zapisana:

$$\bar{\lambda}_{P\sigma} = \sqrt{\frac{f_{yk}}{k_{\sigma} \cdot \sigma_e}}, \quad (2.26)$$

gdzie: σ_e – krytyczne płytowe naprężenia eulerowskie,
 k_{σ} – bezwymiarowy współczynnik stateczności płyty poddanej działaniu naprężeń normalnych,
 f_{yk} - wartość charakterystyczna granicy plastyczności pasa,

$$\sigma_e = \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{b}{t} \right)^2. \quad (2.27)$$

Parametr k_{σ} uzależniony jest od warunków podparcia. Według Timoshenki dla blachownic o płaskich środnikach dla pasów przyjmuje się schemat nieskończenie długiej płyty podpartej z trzech stron [49], a parametr k_{σ} posiada wartość 0,428. Blacha trapezowa wymusza inne warunki podparcia pasów

a wytyczne DAST 15 [47] zalecają przyjmować dla pasów dźwigarów ze środnikami z blach trapezowych wartość współczynnika stateczności płytowej k_{σ} równy 0,6. Szerokość efektywna pasa przyjmuje wtedy postać:

$$b_{eff} = 30,7 \cdot t_f \sqrt{\frac{240}{f_{yk}}} \leq b, \quad (2.28)$$

gdzie: t_f – grubość pasa ściskanego.

Szerokość zastępcza (2.28) według Niemieckiego Komitetu Stali wyznaczona jest dla płyty pasa równej połowie szerokości rzeczywistej pasa. Publikacja [10] zaleca uwzględnienie naprężeń krytycznych skrętnej formy wyboczenia lokalnego dla połowy szerokości pasa powiększonej o amplitudę fałdy w celu określenia szerokości efektywnej pasa dla blachownic o trapezowym środniku:

$$b_{eff} = 4,123 \cdot \frac{b_f t_f}{b_f + b_t} \sqrt{\frac{f_{yk}}{E}}, \quad (2.29)$$

gdzie: b_f – szerokość pasa ściskanego,
 b_t – amplituda fałdy.

Nośność pasa ściskanego powinna, więc uwzględniać możliwość wystąpienia niestateczności ogólnej skrętnej i giętnej (względem osi z), co we wzorze (2.30) wyraża współczynnik niestateczności κ_K .

$$N_{b,Rd,1} = \kappa_K A_{ef,f1} f_T \frac{f_{yf}}{\gamma_M} = \kappa_K t_f b_{ef} f_T \frac{f_{yf}}{\gamma_M} \quad (2.30)$$

gdzie: κ_K – minimalna wartość współczynnika wyboczeniowego wyznaczonego według [47] dla giętnej i skrętnej formy niestateczności.

W oparciu o normę niemiecką DIN 18800 Część 3 [50], wytyczne DAST 15 [47], zakładając model płyty podpartej przegubowo na trzech krawędziach posiadającej współczynnik $k_\sigma = 0,6$ oraz spostrzeżeń opracowanych w [10] dotyczących szerokości efektywnej pasa, można zapisać formułę określającą wartość współczynnika wyboczeniowego:

$$\kappa_K = 1,03 \cdot \left(\frac{t_f}{b_f + b_t} \right) \sqrt{\frac{E}{f_{yk}}} . \quad (2.31)$$

Skrętna forma niestateczności pasa nie nastąpi, jeśli zostanie spełniony warunek:

$$\frac{b_f + b_t}{t_f} \leq 1,03 \cdot \sqrt{\frac{E}{f_{yk}}} . \quad (2.32)$$

Biorąc pod uwagę pojawienie się podczas ściskania pasa giętej formy niestateczności należy dokonać redukcji nośności pasa ściskanego na podstawie DIN 18800 Część 2 [52] poprzez współczynnik κ_K :

$$\kappa_K = \frac{1}{k + \sqrt{k^2 - \bar{\lambda}_K^2}} , \quad (2.33)$$

gdzie: k – parametr wyznaczony na podstawie smukłości pręta,
 $\bar{\lambda}_K$ – względna smukłość pręta,

$$\bar{\lambda}_K = \frac{\lambda}{\lambda_p} , \quad (2.34)$$

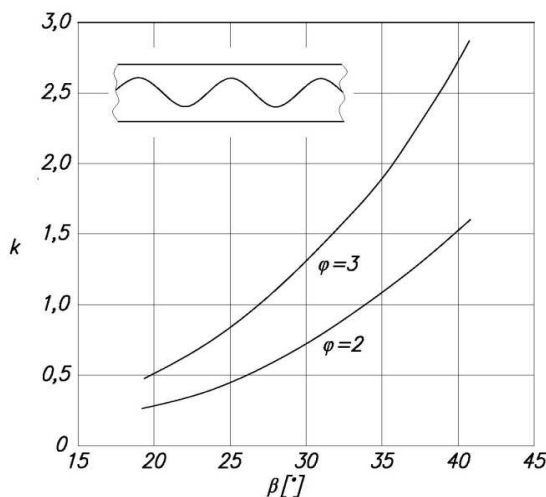
$$\lambda = \frac{l}{i_{eff,f}} , \quad (2.35)$$

gdzie: l – długość pręta lub rozstaw stężeń bocznych pasa ściskanego,
 $i_{eff,f}$ – promień bezwładności pasa względem osi z wyznaczony dla przekroju efektywnego,

$$\lambda_p = \pi \sqrt{\frac{E}{f_{y,k}}} , \quad (2.36)$$

$$k = 0,5 \left[1 + \alpha (\bar{\lambda}_K - 0,2) + \bar{\lambda}_K^2 \right] . \quad (2.37)$$

W publikacjach [30] i [27] podjęto próby wyznaczenia współczynnika k_6 dla pasa stykającego się ze średnikiem trapezowym. Jedynie Protte [27] opracował metodę pozwalającą określić wartość współczynnika stateczności dla średników o kształcie trójkątnym i sinusoidalnym. Dla pasa podpartego sinusoidalnym średnikiem wartość tego współczynnika uzależniona jest od kąta pochylenia stycznnej β w punkcie przecięcia się sinusoidy z osią pasa. Wykres opisujący te wzajemne zależności przedstawiono na rys. 2.26.



Rys. 2.26. Wartość współczynnika stateczności dla pasa stykającego się ze średnikiem sinusoidalnym [27]

Nie jest to metoda uniwersalna, którą można wykorzystać w każdym przypadku występowania średnika sinusoidalnego. Protte ograniczył swoje badania jedynie do dwóch przypadków: jeden z nich to kiedy szerokość pasa jest dwukrotnie większa od amplitudy fałdy, drugi to kiedy szerokość pasa jest trzykrotnie większa od amplitudy fałdy. Na wykresie zależności te opisane są parametrem φ :

$$\varphi = \frac{b_f}{b_t}. \quad (2.38)$$

Najbardziej uniwersalną i rozpowszechnioną metodą do wyznaczenia nośności pasa ściskanego blachownicy ze względu na lokalną utratę stateczności jest metoda opisana przez W. Siokolę [42] i przyjmuje postać:

$$N_{R,l} = \sigma_{cr,f} b_f t_f. \quad (2.39)$$

W formule przedstawionej powyżej można zauważyć, że nośność uzależniona jest od naprężeń krytycznych wyboczenia lokalnego pasa wyznaczonych na podstawie wytycznych normy DIN 18800 Część 1 [51] w następujący sposób:

$$\sigma_{cr,f} = \frac{4000}{(b/t_f)^2} [MPa]. \quad (2.40)$$

Naprężenia krytyczne można wyznaczyć posługując się obliczeniową szerokością płyty pasa:

$$b = \frac{b_f}{2} - 11mm. \quad (2.41)$$

We wzorze (2.41) pojawia się zapis 11 mm , określający połowę wysokości fali sinusoidalnej mierzoną do powierzchni środkowej blachy. Kryterium takie występuje ze względu na produkcję blachownic tylko o ściśle założonych parametrach geometrycznych fali. Zapis ten będzie poprawny do chwili projektowania indywidualnych belek posiadających średnik falisty o dowolnej amplitudzie.

Określając stateczność globalną przy zginaniu można pominąć model kratownicowy w blachownicy o fałdowym średniku. W zamian można posłużyć się klasyczną teorią stateczności płaskiej postaci zginania ustrojów prętowych.

Uwzględniając utratę stateczności globalnej przy zginaniu w oparciu o normę DIN 18800 Część 2 [52] można zapisać warunek nośności zginanej blachownicy o trapezowym średniku w następujący sposób:

$$\frac{M}{\kappa_M M_{pl}} \leq 1, \quad (2.42)$$

gdzie: M_{pl} – obliczeniowa wartość nośności plastycznej przekroju na zginanie (bez udziału średnika),

κ_M – współczynnik niestateczności globalnej przy zginaniu (współczynnik zwichrzenia) według [52]:

$$\kappa_M = \left(1 + \bar{\lambda}_M^{2n}\right)^{\frac{1}{n}}. \quad (2.43)$$

Stan graniczny nośności ze względu na zginanie w bezpośredni sposób wprowadza współczynnik niestateczności globalnej κ_K , który określany jest na podstawie smukłości względnej przy zginaniu i uogólnionego parametru imperfekcji przyjmowanego dla blachownic ze średnikiem trapezowym $n=2,0$.

Smukłość względną przy zginaniu należy określić stosunkiem obliczeniowej wartości nośności plastycznej przekroju na zginanie M_{pl} do momentu krytycznego M_{cr} zwichrzenia wg teorii stateczności sprężystej:

$$\bar{\lambda}_M = \sqrt{\frac{M_{pl}}{M_{cr}}}. \quad (2.44)$$

Pomimo spełnienia warunku (2.32) to lokalna i globalna utrata stateczności może wystąpić wspólnie. Przy takiej formie występowania tych zjawisk, moment krytyczny należy zredukować według:

$$redM_{cr} = M_{cr} \sqrt{\frac{1}{1 + \left(\frac{M_{cr}}{M_{cr,P}}\right)^2}}, \quad (2.45)$$

gdzie: $M_{cr,P}$ – moment krytyczny odpowiadający wyboczeniu lokalnemu pasów:

$$M_{cr,P} = k_\sigma \sigma_e W_y, \quad (2.46)$$

gdzie: k_σ – współczynnik stateczności płytowej, $k_\sigma = 0,6$,
 σ_e – krytyczne płytowe naprężenia eulerowskie dla płyty zastępczej,
 W_y – sprężysty wskaźnik wytrzymałości przekroju względem osi y .

Nośność plastyczną pasów przy zginaniu M_{pl} należy określić przy użyciu b_{eff} wg (2.29). Opierając się na normie niemieckiej [52] z zachowaniem zabezpieczenia przed zwichrzeniem W. Siokola w publikacji [42] wyznaczył nośność graniczną blachownicy przy utracie płaskiej postaci zginania, gdy:

$$\bar{\lambda} \leq 0,5 \cdot \frac{M_{pl,y}}{M_y}, \quad (2.47)$$

gdzie: $M_{pl,y}$ – moment plastyczny przekroju względem osi y ,
 M_y – wartość obliczona momentu zginającego,
 $\bar{\lambda}$ – smukłość względna pręta zginanego względem osi z .

Smukłość względna pręta według [52] zależy nie tylko od długości wyboczeniowej, promienia bezwładności i smukłości porównawczej, ale zależy również od rozkładu naprężeń normalnych na długości pasa. Rozkład tych naprężeń opisany jest współczynnikiem k_c zamieszczonym w tabeli 8 normy [52].

$$\bar{\lambda} = \frac{c_l k_c}{i_{zf} \lambda_p}, \quad (2.48)$$

gdzie: k_c – współczynnik zależny od rozkładu naprężeń normalnych na długości pasa,
 c_l – długość wyboczeniowa pręta (rozstaw stężeń bocznych pasa ściskanego),
 λ_p – smukłość porównawcza wg (2.36),

$$i_{zf} = \sqrt{\frac{I_z}{A}} = \sqrt{\frac{t_f b_f^3 / 12}{b_1 t_1}} = \frac{b_1}{\sqrt{12}}. \quad (2.49)$$

Wyznaczając moment plastyczny przekroju względem osi y wg formuły podanej poniżej:

$$M_{pl,y} = \frac{f_{yk}}{\gamma_M} [b_f t_f (h_w + t_f)] \quad (2.50)$$

i moment zginający:

$$M_y = \frac{N_{g,Rk,g}}{\gamma_M} (h_w + t_f) \quad (2.51)$$

oraz uwzględniając (2.47) i (2.48) po dokonaniu przekształceń powstaje wyrażenie określające nośność graniczną pasa ściskanego usztywnionego punktowo bocznymi stężeniami:

$$N_{R,g} = \frac{0,5 \cdot \pi}{\sqrt{12}} \sqrt{E f_{yk}} \frac{b_f^2 t_f}{k_c c}. \quad (2.52)$$

Ostatecznie nośność na zginanie blachownicy posiadającej średnik falisty wg W. Siokoli [42] należy sprawdzić określając warunek:

$$\frac{N_f}{N_{Rf}} \leq 1. \quad (2.53)$$

Siła normalna występująca w pasie musi być co najwyżej równa nośności obliczeniowej pasa belki ze średnikiem falistym N_{Rf} wybranej jako minimalna wartość z pośród trzech nośności:

$$N_{Rf} = \min(N_{b,Rd,2}, N_{R,l}, N_{R,g}). \quad (2.54)$$

Norma Eurokod 3[37] w załączniku D informacyjnie podaje wytyczne do wyznaczenia nośności przy zginaniu w blachownicach o średnikach falistych. Podobnie jak w przypadku norm niemieckich, norma europejska uzależnia nośność blachownicy ze względu na zginanie od najmniejszej spośród trzech zależności. Rozpatruje pas rozciągany, pas ściskany z uwzględnieniem wyboczenia lokalnego i pas ściskany z uwzględnieniem wyboczenia globalnego.

W przypadku wyboczenia globalnego nośność pasa podawana jest w następującej formule:

$$N_{b,Rd,g} = \frac{b_1 t_1 \chi_{yf}}{\gamma_{M0}}, \quad (2.55)$$

gdzie: b_1 – szerokość pasa,
 t_1 – grubość pasa,
 χ – współczynnik redukcyjny przy wyboczeniu z płaszczyzny pasa,
 f_{yf} – granica plastyczności dla pasa,
 γ_{M0} – częściowy współczynnik wg PN-EN 1993-1-1 [48].

Współczynnik redukcyjny przy wyboczeniu z płaszczyzny można określić na podstawie [48] w postaci bezwymiarowej:

$$\chi = \frac{1}{\Phi + \sqrt{\Phi^2 - \bar{\lambda}^2}}, \chi \leq 1,0, \quad (2.56)$$

gdzie: $\Phi = 0,5 \cdot \left[1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2 \right]. \quad (2.57)$

Uzależniony on jest od parametru imperfekcji α , który na podstawie krzywej wyboczeniowej „c” przyjmuje wartość 0,49. Współczynnik redukcyjny zależy również od smukłości względnej w następujący sposób:

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A f_{yf}}{N_{cr}}} = \frac{L_{cr}}{i} \cdot \frac{1}{\lambda_1}, \quad (2.58)$$

gdzie: L_{cr} – długość wyboczeniowa w rozpatrywanej płaszczyźnie wyboczenia,
 i – promień bezwładności przekroju względem odpowiedniej osi.

Smukłość względna jest uzależniona od smukłości porównawczej:

$$\lambda_1 = \pi \sqrt{\frac{E}{f_{yf}}}. \quad (2.58)$$

Siła krytyczna decydująca o smukłości względnej jest siłą odpowiadającą miarodajnej postaci wyboczenia sprężystego, wyznaczoną na podstawie cech przekroju brutto:

$$N_{cr} = b_1 t_1 f_{yf}. \quad (2.59)$$

Norma europejska zwraca uwagę, że w przypadku kiedy smukłość względna jest mniejsza od 0,2 ($\bar{\lambda} \leq 0,2$) lub kiedy stosunek siły obciążającej do siły krytycznej jest nie większy niż 0,04 ($N_{Ed}/N_{cr} \leq 0,04$), to warunek stateczności sprowadza się jedynie do warunku nośności przekroju.

W myśl normy [37] nośność pasa przy wyboczeniu lokalnym uzależniona jest od wymiarów przekroju poprzecznego pasa i granicy plastyczności materiału:

$$N_{b,Rd,l} = \frac{b_1 t_1 f_{yf,r}}{\gamma_{M0}}, \quad (2.60)$$

gdzie: b_1 – szerokość pasa ściskanego,
 t_1 – grubość pasa ściskanego,
 $f_{yf,r}$ – zredukowana wartość granicy plastyczności lub granica plastyczności pasa,

$$f_{yf,r} = f_{yf} f_T, \quad (2.61)$$

gdzie: f_{yf} – wartość granicy plastyczności,
 f_T – współczynnik redukujący,
 γ_{M0} – częściowy współczynnik wg PN-EN 1993-1-1 [48].

Na współczynnik redukcji ma wpływ naprężenie w pasie od momentu w płaszczyźnie pasa:

$$f_T = 1 - 0,4 \sqrt{\frac{\sigma_x(M_z)}{f_{yf} \gamma_{M0}}}, \quad (2.62)$$

gdzie:

$$\sigma_x = \frac{6 \cdot M_z}{t_1 b_1^2}. \quad (2.63)$$

Posługując się rys. 2.21 można wyznaczyć M_z :

$$M_z = M_{z,1}(x) + 0,5 \cdot w \cdot F_y(x), \quad (2.64)$$

gdzie: $M_{z,1}(x)$ – wg formuły (2.21),

$F_y(x)$ – wg formuły (2.20).

W przypadku blachownic ze środnikami z blach sinusoidalnych współczynnik redukcyjny $f_T = 0$.

Rozpatrując pas rozciągany norma europejska [37] określa nośność według (2.23).

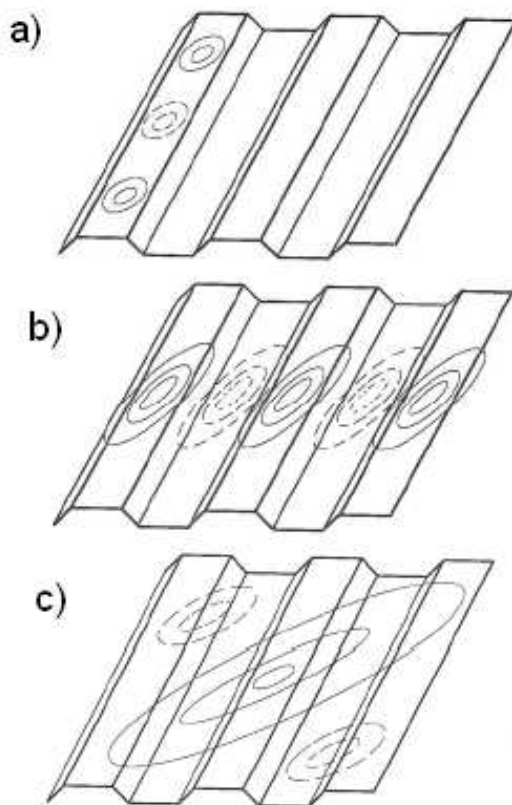
Ostatecznie w celu obliczenia nośności przy zginaniu należy określić jako najmniejszą spośród wartości uzyskanych według wzoru:

$$M_{yRd} = \min \left\{ \begin{array}{l} \frac{b_2 t_2 f_{yf,r}}{\gamma_{M0}} \left(h_w + \frac{t_1 + t_2}{2} \right) \\ \frac{b_1 t_1 f_{yf,r}}{\gamma_{M0}} \left(h_w + \frac{t_1 + t_2}{2} \right) \\ \frac{b_1 t_1 \chi f_{yf}}{\gamma_{M0}} \left(h_w + \frac{t_1 + t_2}{2} \right) \end{array} \right. . \quad (2.65)$$

2.3.2 Nośność przy ścinaniu

Rozpatrując pracę dźwigara dwuteowego ze środnikiem z blachy fałdowej nie można pominąć nośności na ścinanie. Wyznacza się ją na podstawie pola czynnego przy ścinaniu jedynie w środniku. Należy jednak rozpatrzeć zachowanie się blachy środnika ze względu na geometrię środnika i siły wewnętrzne jakie w nim panują.

W tradycyjnych blachownicach dochodzi do lokalnej utraty stateczności. W przypadku środników trapezowych, niestateczność ta pojawia się w jednej ze ścianek składowych elementu. Blachownice posiadające środniki z blach fałdowych zachowują się w sposób uniemożliwiający określenie tego zjawiska jako niestateczności lokalnej. Krawędzie profilujące kształt fałdowy blachy (trapezowy, trójkątny czy prostokątny), równoległe do wysokości belki, wydzielają „płaskie” ścianki. Krawędzie te ograniczają rozprzestrzenianie się lokalnych deformacji, w pewnym zakresie wyężenia, na sąsiadujące obszary.



Rys. 2.27. Niestateczność środnika fałdowego:

- a) niestateczność lokalna,
- b) niestateczność strefowa,
- c) niestateczność globalna [53]

W zależności od parametrów geometrycznych kształtu fałdy (wyprofilowania), według [53] można wyróżnić trzy rodzaje niestateczności środnika:

- a) niestateczność lokalna: obszar deformacji ogranicza się do pojedynczej „płaskiej” ścianki tworzącej fałdę (rys. 2.27a),
- b) niestateczność strefowa: forma mieszana lub też interakcja od lokalnego i globalnego wyboczenia; niestateczność może obejmować kilka krawędzi załamujących blachę, ale nie występuje na całej wysokości środnika (rys. 2.27b),
- c) niestateczność globalna: rozciąga się przez kilka fałd jednocześnie, łącznie z deformacją środnika na całej wysokości (rys.2.27c).

Blachy o kształcie sinusoidalnym zawierają ścianki powłokowe. Ta cecha decyduje o braku występowania niestateczności strefowej.

Zaobserwowane właściwości środnika fałdowego sprawiają, że zgodnie z hipotezą M. T. Hubera płyty takie mogą być zaliczone do płyt ortotropowych, w których ortotropia nie wynika z materiału a z właściwości geometrycznych układu. Podczas pracy takiego ustroju środnik poddany jest działaniu sił stycznych. Ze względu na lokalne osiąganie naprężeń o wartości granicy plastyczności materiału a także pojawienie się nieliniowości dla zależności σ - ε przed utratą stateczności globalnej, naprężenia krytyczne powinny przyjąć postać zredukowaną w stosunku do liniowo sprężystego modelu materiału.

Ogólna postać dla naprężeń granicznych niesprężystej utraty stateczności może być zapisana w następujący sposób:

$$\tau_{gr} = \eta^n \tau_{cr}^n \tau_{pl}^{1-n}, \quad (2.66)$$

gdzie: $\tau_{pl} = \frac{f_y}{\sqrt{3}},$

τ_{cr} – naprężenia krytyczne płyty idealnej według teorii stateczności sprężystej,

η – współczynnik redukcyjny, zazwyczaj $\eta \in \langle 0,7; 0,9 \rangle$,

n – parametr zależny od stopnia wrażliwości na imperfekcje, zazwyczaj

$$n \in \langle 0,4; 1,0 \rangle.$$

Po dokonaniu przekształceń i wprowadzeniu względnej smukłości płytowej:

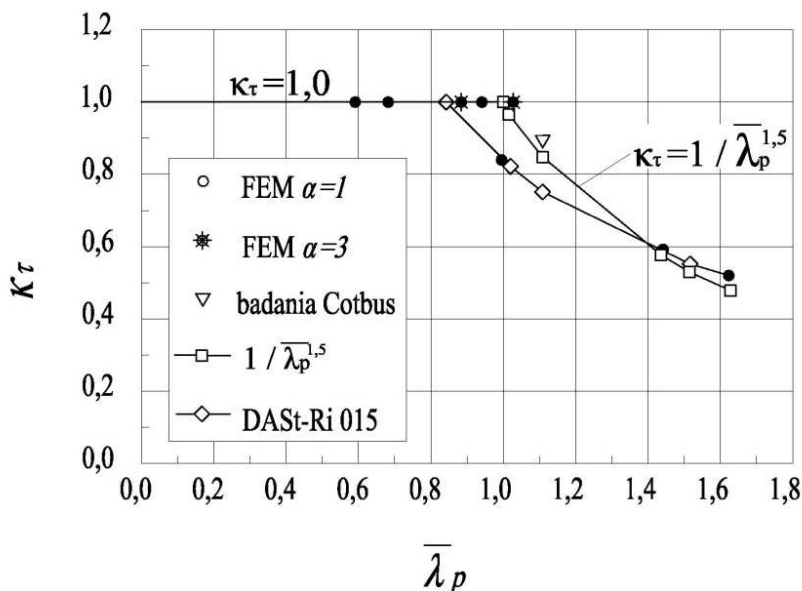
$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{\tau_{pl}}{\tau_{cr}}}, \quad (2.67)$$

ostatecznie można zapisać:

$$\tau_{gr} = \kappa_\tau \tau_{pl}, \quad (2.68)$$

gdzie: κ_τ – współczynnik niestateczności środnika.

Jedną z niewielu wytycznych dających możliwość określenia współczynnika niestateczności w zależności od smukłości płytowej (rys. 2.28) zawarta jest w wytycznych DAST 015 [47] wydanych przez Niemiecki Komitet Stali.



Rys. 2.28. Charakterystyka $\kappa_\tau = f(\bar{\lambda}_p)$ z badań Pasternaka-Brańki oraz wg DAST 015 [11]

Autorzy tego dokumentu zalecają przyjmować $\eta=0,7$ i $n=0,5$ dla niestateczności globalnej środników trapezowych, gdzie smukłość może być wyznaczona na podstawie:

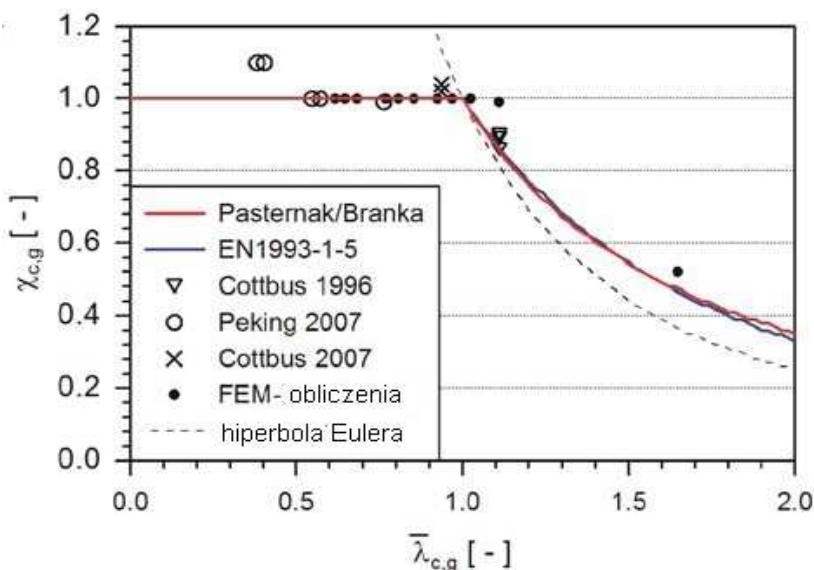
$$\bar{\lambda}_p = \begin{cases} \sqrt{\frac{2 \cdot f_{yw}}{\tau_{cr,g} \cdot \sqrt{3}}} & \text{dla } 0,5 \leq \frac{\tau_{cr,g}}{\tau_{cr,l}} \leq 2,0 \\ \sqrt{\frac{f_{yw}}{\tau_{cr,g} \cdot \sqrt{3}}} & \text{dla pozostałych przypadków.} \end{cases} \quad (2.69)$$

Zespół Pasternak H. i Brańka P. [56] zaproponował, na podstawie własnych badań numerycznych potwierdzonych badaniami doświadczalnymi, przyjmowanie współczynnika redukcyjnego $\eta = 1,0$ i parametru zależnego od stopnia wrażliwości na imperfekcje $n = 0,75$. Można przedstawić to za pomocą formuły:

$$\kappa_{\tau} = \frac{1}{\bar{\lambda}_p^{1,5}} \quad \text{dla} \quad \bar{\lambda}_p > 1,0 \quad (2.70a)$$

$$\kappa_{\tau} = 1,0 \quad \text{dla} \quad \bar{\lambda}_p \leq 0,84 \quad (2.70b)$$

Zależność współczynnika niestateczności κ_{τ} od smukłości płytowej została przedstawiona na rys. 2.28 w formie wykresu. Wykres ten umożliwia porównanie propozycji H. Pasternaka i P. Brańki z wytycznymi DAST 015. W kolejnych latach zespół z Cottbus (Chociebuża) [41] przeprowadził szereg doświadczeń konfrontując własne wyniki z wytycznymi zawartymi w EN 1993-1-5 [37] (rys. 2.29). Smukłość płytowa jest tu opisana symbolem $\bar{\lambda}_{c,g}$ względem której według normy europejskiej dobierany jest współczynnik redukcyjny niestateczności globalnej $\chi_{c,g}$.



Rys. 2.29. Charakterystyka $\chi_{c,g} = f(\bar{\lambda}_{c,g})$ Pasternaka-Brańki, EN 1993-1-5 [41]

Zastąpienie fałdowej powłoki środnika tożsamą płytą ortotropową upraszcza analizę stateczności globalnej. Jest to jednak związane z ograniczeniem informacji między innymi o niestateczności lokalnej. Określając ten parametr należy przyjąć dla najszerzej ścianki fałdy model ścinanej, przegubowo podpartej, płaskiej ścianki izotropowej, dla której według klasycznej teorii stateczności sprężystej Timoshenki [55] naprężenia krytyczne przyjmują postać:

$$\tau_{cr} = k_{\tau} \cdot \sigma_E, \quad (2.71)$$

gdzie: σ_E – krytyczne płytowe naprężenia eulerowskie,
 k_{τ} – współczynnik stateczności przegubowo podpartej płyty poddanej ścinaniu.

$$\sigma_E = \frac{\pi^2 \cdot E}{12 \cdot (1 - \nu^2) \cdot \left(\frac{b_w}{t_w}\right)^2}. \quad (2.72)$$

Współczynnik stateczności przegubowo podpartej płyty poddanej ścinaniu zależy od stosunku długości do wysokości środnika:

$$k_{\tau} = 4 + \frac{5,35}{\alpha^2} \quad \text{dla} \quad \alpha > 1, \quad (2.73)$$

$$k_{\tau} = 5,35 + \frac{4}{\alpha^2} \quad \text{dla} \quad \alpha \leq 1, \quad (2.74)$$

gdzie: $\alpha = \frac{h_w}{a_{\max}}.$

Zalecenia [47] sugerują przyjmowanie współczynnika k_{τ} jak dla ścianki nieskończenie długiej, dla której krytyczne naprężenia styczne można zapisać formułą:

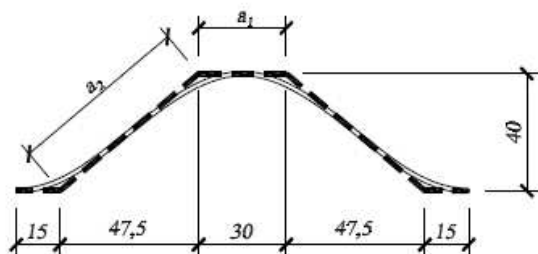
$$\tau_{cr,l} = 4,83 \cdot E \left[\frac{t_w}{a_{\max}} \right]^2, \quad (2.75)$$

gdzie: $a_{\max} = \max(a_1, a_2)$ rys.2.30,
 t_w – grubość środnika.

Taka forma naprężeń krytycznych dla nieskończenie długiej ścianki ($\alpha \gg 1$) umożliwia wyznaczenie wartości współczynnika stateczności k_τ przegubowo podpartej na obwodzie płyty poddanej ścinaniu:

$$k_\tau = \frac{\tau_{cr,l}}{\sigma_E} = \frac{4,83 \cdot E \cdot \left(\frac{t_w}{a_{\max}} \right)^2}{\frac{\pi^2 \cdot E \cdot t_w^2}{12 \cdot (1-\nu^2) \cdot a_1^2}} = \frac{4,83}{\frac{\pi^2}{12 \cdot (1-\nu^2)}} \approx 5,35. \quad (2.76)$$

Wytyczne DAST 015 [47] zajmują stanowisko wobec blachownic ze średnikami wykonanymi z blach o kształcie trapezowym. Zespół przytoczonych wcześniej naukowców postanowił nadać kształt zastępczej fałdy trapezokształtnej dla fali sinusoidalnej badanych we własnym zakresie modelach (rys. 2.30).

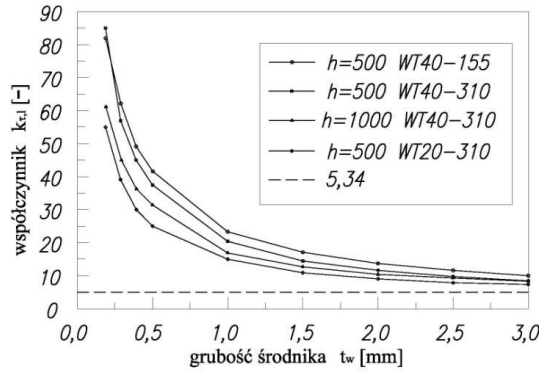


Rys. 2.30. Zastępczy przekrój fałdowy dla pojedynczej fali o wysokości 40 mm [33]

Dzięki znanym już rozwiązaniom dla blach trapezowych wyznaczyli naprężenia krytyczne i w sposób przybliżony oszacowali efekt niestateczności lokalnej śródników sinusoidalnych. Wyniki badań numerycznych przedstawił graficznie [56] w postaci charakterystyk $k_\tau = f(t_w)$ (rys. 2.31).

Ważną informacją pojawiającą się na wykresie zawartym na rys. 2.31 jest fakt, że wraz ze zwiększaniem się grubości środnika, charakterystyki zbliżają się do asymptoty wyznaczonej dla współczynnika stateczności opisanego dla płyt przegubowo podpartych na obwodzie o nieskończonej długości według (2.76). W publikacji [56] można również zapoznać się z formułą, umożliwiającą wyznaczenie wartości współczynnika stateczności lokalnej dla śródników, zawierających blachy o kształcie sinusoidalnym:

$$k_\tau = 5,34 + \frac{fs}{h_w t_w}. \quad (2.77)$$



Rys. 2.31. Wykres zależności k_τ - t_w [56]

Ostatecznie wytyczne DAST 015 [47] zalecają zredukowanie współczynnika stateczności κ_τ do wartości 60%, a nośność charakterystyczną środnika trapezowego pod wpływem działania siły poprzecznej należy określać na podstawie zapisu przy założeniu $\kappa_\tau = \min(\kappa_d, \kappa_{ty})$:

$$V_{Rd} = 0,6 \cdot \kappa_\tau \frac{f_y}{\gamma_M \sqrt{3}} h_w t_w \approx 0,35 \cdot \kappa_\tau \frac{f_y}{\gamma_M} h_w t_w, \quad (2.78)$$

$$\text{gdzie: } \kappa_\tau = \frac{0,84}{\bar{\lambda}_p} \quad \text{dla} \quad \bar{\lambda}_p > 0,84,$$

$$\kappa_\tau = 1,0 \quad \text{dla} \quad \bar{\lambda}_p < 0,84.$$

Smukłości względne środnika według (2.69).

Wyniki badań doświadczalnych blachownic o środniku sinusoidalnym potwierdzają brak interakcji niestateczności lokalnej i globalnej [57] za [10]. Nośność takiej blachownicy przy działaniu siły poprzecznej wyznacza się dzięki zapisowi:

$$V_R = \kappa_\tau \frac{f_y}{\sqrt{3}} h_w t_w, \quad (2.79)$$

$$\text{gdzie: } \kappa_\tau = \min(\kappa_d, \kappa_{ty}).$$

Posługując się wzorem (2.79) za współczynniki stateczności należy przyjmować wielkości wyznaczone odpowiednio dla κ_{tl} według formuły (2.77) i dla κ_{tg} również według formuły wyznaczonej przez H. Pasternaka i P. Brańkę (2.70a).

Próbie określenia nośności blachownic posiadających srodek fałdowy ze względu na ścinanie podejmowali jeszcze między innymi: Leiva, Lindner, Höglund, Johnson i Cafolla. Na podstawie 70 wyników zaczerpniętych z różnych publikacji [54], przy współpracy z Torstenem Höglundem z Royal Institute of Technology w Sztokholmie, powstała możliwość opracowania wytycznych do określenia tej nośności ujętych w załączniku D normy PN-EN 1993-1-5 [37].

Zgodnie z zajmowanym stanowiskiem w [37] obliczeniowa nośność na ścinanie $V_{bw,Rd}$ można być określona wzorem:

$$V_{bw,Rd} = \chi_c \frac{f_{yw}}{\gamma_{M1} \sqrt{3}} h_w t_w, \quad (2.80)$$

gdzie: $\gamma_{M1}=1,0$ – wg PN-EN 1993-1-1 [48],

$$\chi_c = \min \begin{cases} \chi_{c,l} \\ \chi_{c,g} \end{cases},$$

współczynnik redukcyjny odpowiednio: $\chi_{c,l}$ dla niestateczności miejscowej, $\chi_{c,g}$ dla niestateczności ogólnej lub globalnej.

Współczynnik niestateczności miejscowej jest ściśle uzależniony od naprężeń krytycznych powstających w rozpatrywanym panelu. W celu określenia $\chi_{c,l}$ należy posłużyć się formułą:

$$\chi_{c,l} = \frac{1,15}{0,9 + \bar{\lambda}_{c,l}} \leq 1,0, \quad (2.81)$$

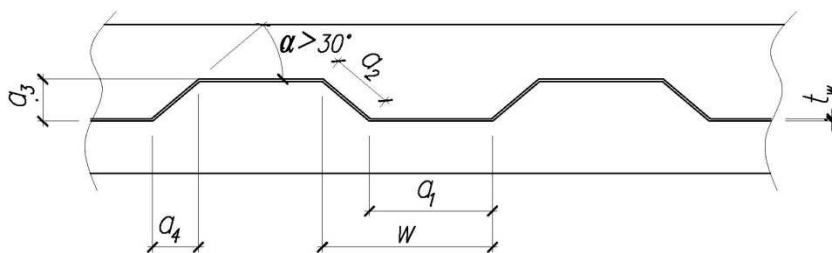
w której z pomocą naprężeń krytycznych smukłość płytową uwzględnia się następująco:

$$\bar{\lambda}_{c,l} = \sqrt{\frac{f_{yw}}{\tau_{cr,l} \cdot \sqrt{3}}}. \quad (2.82)$$

Naprężenia krytyczne nie są obojętne dla geometrii fałdowego środnika. W przypadku kształtu trapezowego należy określić największą szerokość ścianki z wyodrębnionej pojedynczej fałdy, dla której zostaną określone naprężenia krytyczne $\tau_{cr,l}$:

$$\tau_{cr,l} = 4,83 \cdot E \left[\frac{t_w}{a_{\max}} \right]^2, \quad (2.83)$$

gdzie: $a_{\max} = \max(a_1, a_2)$ rys. 2.32,
 t_w – grubość środnika.

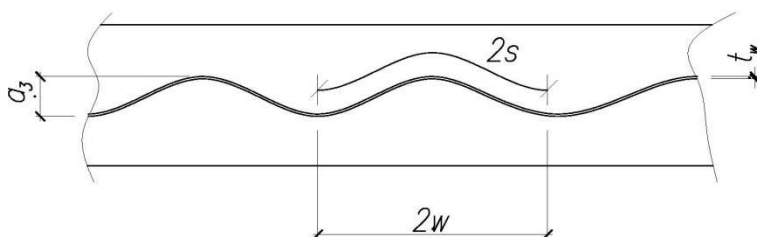


Rys. 2.32. Geometria środnika trapezowego [37]

Dla belek zawierających środnik wykonany z blachy o kształcie sinusoidalnym naprężenia krytyczne wg normy europejskiej [37] wyznacza się według poniższej formuły:

$$\tau_{cr,l} = \left(5,34 + \frac{a_3 \cdot s}{h_w \cdot t_w} \right) \cdot \frac{\pi^2}{12(1-\nu^2)} \cdot \left(\frac{t_w}{s} \right)^2, \quad (2.84)$$

gdzie: a_3 – wg rys. 2.33,
 s – długość rozwinięcia półfali,
 h_w – wysokość środnika,
 t_w – grubość środnika.



Rys. 2.33. Geometria łożyska sinusoidalnego [37]

Formuła (2.84) została opracowana na podstawie wytycznych proponowanych w celu wyznaczenia naprężeń krytycznych dla blachownic produkowanych przez austriacki koncern, posiadających stałe niezmiennie wymiary sinusoidy.

W opisywanym dokumencie zawarte są również dokładne wzory umożliwiające wyznaczenie współczynnika niestateczności ogólnej $\chi_{c,g}$:

$$\chi_{c,g} = \frac{1,5}{0,5 + \bar{\lambda}_{c,g}^2} \leq 1,0. \quad (2.85)$$

Podobnie jak w przypadku współczynnika niestateczności lokalnej, parametr ten uzależniony jest bezpośrednio od smukłości $\bar{\lambda}_{c,g}$:

$$\bar{\lambda}_{c,g} = \sqrt{\frac{f_{yw}}{\tau_{cr,g} \cdot \sqrt{3}}}, \quad (2.86)$$

gdzie: $\tau_{cr,g}$ – krytyczne naprężenia globalne dla płyt przegubowo podpartych na brzegach,

$$\tau_{cr,g} = \frac{32,4}{t_w h_w^2} \sqrt[4]{D_x D_z^3}. \quad (2.87)$$

Na niestateczność elementu ma wpływ jego sztywność. Biorąc pod uwagę globalną niestateczność, norma [37] proponuje określenie sztywności płytowej w dwóch płaszczyznach:

- sztywność giętna w płaszczyźnie prostopadłej do tworzącej powłoki D_x

$$D_x = \frac{E \cdot t_w^3}{12(1-\nu^2)} \frac{w}{s}, \quad (2.88)$$

gdzie:

$$s = w \left(1 + \frac{\pi^2 a_3^2}{16 \cdot w^2} \right), \quad (2.89)$$

- sztywność giętna w płaszczyźnie równoległej do tworzącej powłoki D_z :

$$D_z = \frac{E \cdot I_z}{w}, \quad (2.90)$$

gdzie:

$$I_z = \frac{a_3^2 t_w}{8} \left[1 - \frac{0,81}{1 + 2,5 \left(\frac{a_3}{4w} \right)^2} \right]. \quad (2.91)$$

Powyższe formuły (2.88) i (2.90) są prawdziwe dla określenia sztywności płytowych blach o kształcie sinusoidalnych gdzie I_z jest momentem bezwładności względem osi sfalowania przekroju odcinka średnika odpowiadającego jednej półfali o długości w . W przypadku blach trapezowych sztywność powinna być wyznaczona w następujący sposób (patrz rys. 2.32):

$$D_x = \frac{E \cdot t_w^3}{12(1-\nu^2)} \frac{a_1 + a_4}{a_1 + a_2}, \quad (2.92)$$

$$D_z = \frac{E \cdot t_w a_3^2}{12} \frac{3a_1 + a_4}{a_1 + a_4}. \quad (2.93)$$

3 Badania doświadczalne blachownic o falistych środnikach

3.1 Cel badań

Dźwigary stalowe wykonane zostały w wytwórni konstrukcji stalowych „Gotowski – Budownictwo Komunikacyjne i Przemysłowe” w Bydgoszczy.

Autor przeprowadził badania doświadczalne zginanych stalowych dźwigarów w Ośrodku Badań Mostów, Filia „Kielce” oraz w Ośrodku Badań Mostów, Betonów i Kruszyw Żmigród Węglewo, Filia „Wrocław”, należących do Instytutu Badawczego Dróg i Mostów. Pełne badania obejmowały trzy etapy.

Celem badań doświadczalnych pierwszego i drugiego etapu była analiza zachowania się stalowych dźwigarów, posiadających środnik z blachy falistej o grubości 7 mm. Badania miały również na celu porównanie zachowania się różnych typów dźwigarów o tych samych parametrach materiałowych i geometrycznych, lecz z różnym usztywnieniem jednego z pasów. Belki drugiego etapu wyposażone zostały w usztywnienie w formie płyty żelbetowej zespolonej z pasem górnym blachownicy. Trzeci etap badań miał na celu zaprezentować pracę typowego, mostowego dźwigara stalowego, a więc posiadającego środnik z blachy płaskiej o grubości nie mniejszej jak 10 mm.

Szczegółowy opis geometrii belek, przeprowadzonych badań, sposobu realizacji obciążenia i zastosowanej aparatury zostały przedstawione w kolejnych podrozdziałach.

3.2 Etapy badań

Pierwszy etap badań obejmował analizę zachowania się stalowych dźwigarów ze środnikami z blachy falistej. Podczas tego etapu przeprowadzono badania dwóch belek. Elementy były obciążane w sposób cykliczny od wartości zerowej siły do ustalonej w programie wartości siły obciążającej. Po osiągnięciu maksymalnej siły obciążającej w danym cyklu następowało odciążenie do wartości zerowej, po czym aplikowano obciążenie kolejnego cyklu. W każdym kolejnym cyklu wartość siły maksymalnej była większa o 400 kN. Podczas jednego cyklu skok siły miał stałą wartość i wynosił 400 kN. Cykle powtarzane były do momentu zniszczenia belki.

W drugim etapie rejestrowano zachowanie się stalowych dźwigarów ze środnikami z blachy falistej, w liczbie czterech sztuk, o parametrach geometrycznych i materiałowych jak w pierwszym etapie badań, lecz zespolonych górnym pasem z płytami żelbetowymi. W przypadku drugiego

etapu badań przedmiotowe belki również obciążane były w sposób cykliczny od wartości zerowej siły do wartości siły obciążającej, która została wcześniej ściśle ustalona. Podobnie jak w przypadku pierwszego etapu po uzyskaniu założonej siły w danym cyklu następowało odciążenie do wartości zerowej. Po dokonaniu odczytów realizowano kolejny cykl, w którym wartość siły maksymalnej była większa o kolejne 200kN. Ilość cykli uzależniona była od wartości siły powodującej całkowite zniszczenie badanych elementów próbnych.

W trakcie trzeciego etapu na stanowisku badawczym została umieszczona belka posiadająca pasy z blach płaskich o parametrach geometrycznych, jakie zastosowano w belkach pierwszego i drugiego etapu. Środnik tego dźwigara wykonany był z blachy płaskiej. Własności materiałowe środnika i pasów dopasowano do własności blachownic z poprzednich etapów.

Podczas przeprowadzanych badań laboratoryjnych trzeciego etapu sposób przykładania obciążenia jak również skok obciążenia w kolejnych cyklach pozostawał niezmienny i był identyczny jak w I i II etapie.

3.3 Mierzone wielkości i sposób ich pomiaru, realizacja obciążenia

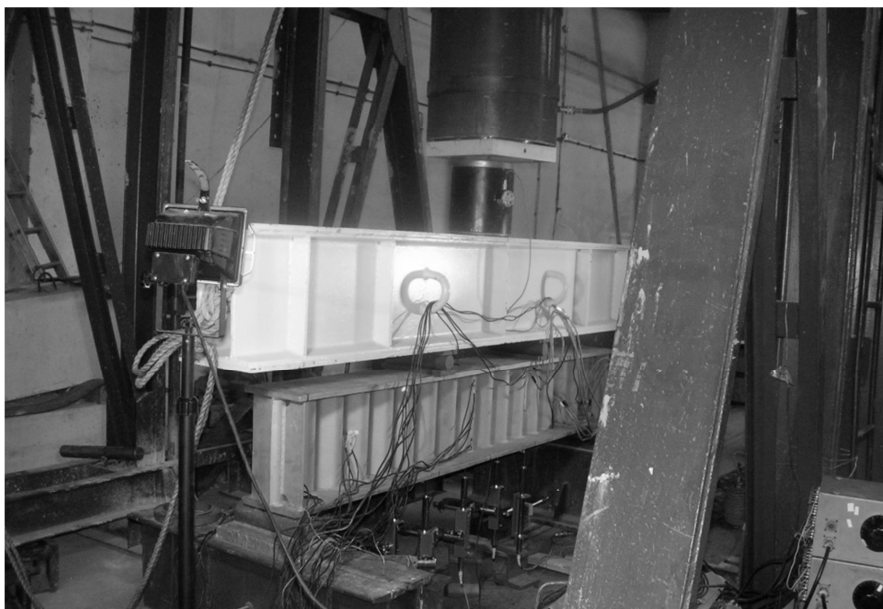
Podczas pierwszego etapu badań mierzonymi wielkościami były: obciążenie zewnętrzne P , składowe odkształcenia na jednej z powierzchni środnika falistego i na powierzchniach górnych i dolnych pasów. Dodatkowo dokonywano pomiaru przemieszczeń pasa dolnego w przekrojach przyłożenia sił skupionych oraz w środku rozpiętości belki.

Do pomiaru wartości obciążenia zewnętrznego zastosowano przetwornik siły, dzięki któremu można było z dużą dokładnością dokonać odczytów mierzonych wartości odkształceń zgodnie z programem badań. Wykorzystany przetwornik firmy ZEPWN to czujnik tensometryczny model CL16 o zakresie 3000 kN i czułości 1,5 mV/V przedstawiony na rys. 3.1.



Rys. 3.1. Przetwornik siły CL16 firmy ZEPWN

Obciążenie zewnętrzne w postaci dwóch siły skupionych zlokalizowano w odległości 800 mm od podpór. Obciążenie to zostało zrealizowane za pomocą siłownika hydraulicznego PPM-400 o konstrukcji opracowanej w IBDiM w latach 80-tych, zamocowanego do stanowiska badań typu STEND. Zakres pracy siłownika to 4000 kN, ciśnienie robocze 320 bar, wysuw tłoczyska 250 mm. Przeprowadzono kilka cykli obciążenia, rozpoczynając za każdym razem od wartości zerowej siły obciążającej. Pierwszy cykl przeprowadzono w zakresie od 0 kN do 400 kN. Po osiągnięciu wartości maksymalnej następowało odciążenie do wartości zerowej. W każdym kolejnym cyklu wartość siły maksymalnej zwiększano o 400 kN. Odczytu pomiarów dokonywano przy skoku siły 400 kN podczas zwiększania siły obciążającej jak również podczas odciążania elementu badanego. Cykle powtarzano do chwili zniszczenia belki. W każdym cyklu dokonywano pomiaru odkształceń i przemieszczeń. Sposób przyłożenia obciążenia został przedstawiony na rys. 3.2. Dokładne wartości obciążenia dla poszczególnych cykli zostały zestawione w tabeli 3.1.



Rys. 3.2. Realizacja obciążenia zewnętrznego dla blachownicy F1

Tab. 3.1. Wartości obciążenia zewnętrznego w poszczególnych cyklach

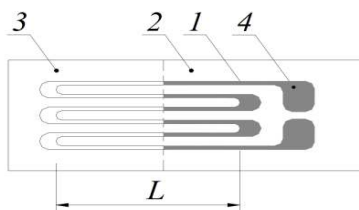
Nr cyklu	Wartość obciążenia podczas obciążania [kN]	Wartość obciążenia podczas odciążania [kN]
NC-1	0-400	400-0
NC-2	0-400-800	800-400-0
NC-3	0-400-800-1200	1200-800-400-0
NC-4 (obciążenie do zniszczenia)	0-400-800-1200-1359,48	-

Do pomiaru przemieszczeń pionowych (ugięć) wykorzystano czujniki indukcyjne WA100 i WA50 firmy Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH o zakresie pomiarowym odpowiednio $0 \div 100$ mm i $0 \div 50$ mm. Czujniki indukcyjne połączono z analizatorem sygnału typu SPIDER 8. Analizator ten podłączono do notebooka Dell D610, wyposażonego w oprogramowanie CATMAN 2.2. Umożliwiało to elektroniczny zapis wyników.

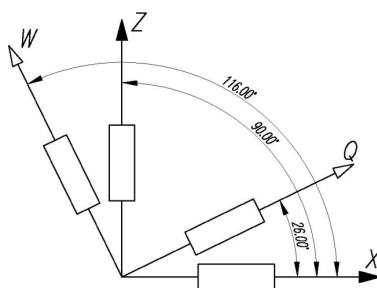
Dodatkowo stan odkształcenia w środku oraz w pasach górnych i dolnych został określony na podstawie pomiarów tensometrycznych. Każdy z elementów składowych blachownicy wyposażony był w pojedyncze tensometry.

Czujniki tensometryczne zastosowane do badań to tensometry elektrooporowe foliowe TFs-10/350 firmy Tenmex (rys. 3.3). Składają się one z siatki rezystancyjnej (1) w postaci wężycowej wykonanej z cienkiej folii metalowej sklejonej klejem z podkładką nośną (2). Część pomiarowa wężyka pokryta jest nakładką ochronną (3) wykonaną podobnie jak podkładka nośna z folii z tworzywa sztucznego. Do zakończeń (4) dołączono przewody elektryczne.

Na rys. 3.4 przedstawiono układ tensometrów zlokalizowanych w jednym punkcie pomiarowym środka przy maksymalnej liczbie czujników tensometrycznych.



Rys. 3.3. Schemat tensometru foliowego



Rys. 3.4. Przykładowy schemat rozmieszczenia czujników tensometrycznych w obrębie jednego miejsca pomiarowego

Drugi etap badań obejmował rejestrowanie podobnych wielkości jak w przypadku etapu pierwszego. Mierzono obciążenie zewnętrzne P , składowe odkształcenia na jednej z powierzchni środka falistego jak również na powierzchniach górnego i dolnego pasa. Podczas prowadzonych badań dokonywano również pomiaru ugięć w środku rozpiętości belki i w miejscu występowania sił skupionych. Dokonano pomiaru przemieszczenia płyty żelbetowej w odniesieniu do blachownicy stalowej.

Podobnie jak w przypadku etapu pierwszego do pomiaru wartości obciążenia zewnętrznego wykorzystano ten sam przetwornik siły, który zespolony z cyfrowym urządzeniem rejestrującym umożliwiał bardzo dokładny obraz wyników.

Pierwsza belka drugiego etapu została przygotowana i poddana analizie na tym samym stanowisku badawczym na którym badano belki pierwszego etapu. W związku z tym, obciążenie jakie przyłożono do elementu próbnego, było realizowane za pomocą jednego siłownika hydraulicznego o zakresie do 4000 kN. Przemieszczenia pionowe mierzono również przy pomocy czujników indukcyjnych tego samego typu jak wcześniej. Obserwację przemieszczeń płyty umożliwiły czujniki zegarowe.

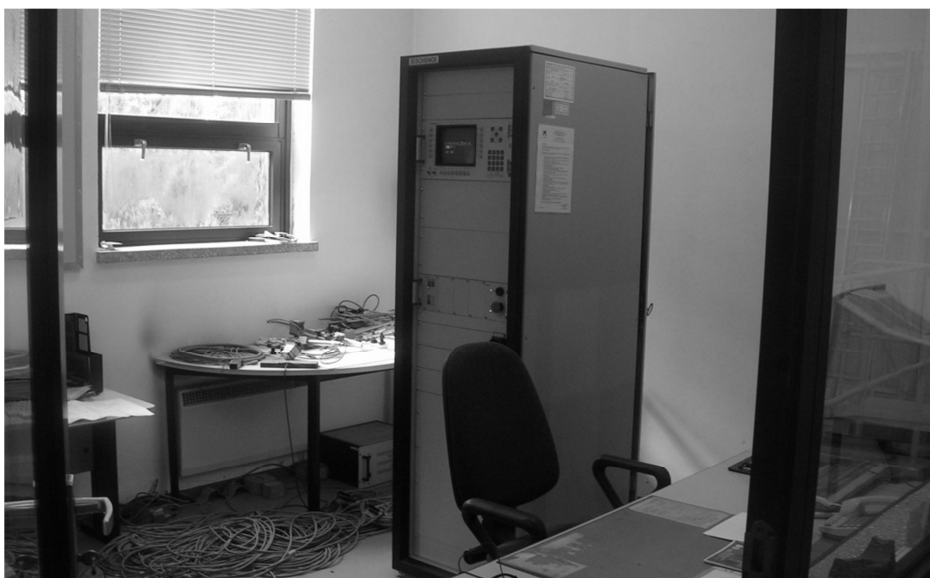
Stanowisko badawcze, na którym prowadzono dotychczasowe prace, wymagało natychmiastowego demontażu. Pozostałe trzy przygotowane do badań belki, z przyczyn niezależnych od wykonawcy badań, zostały przetransportowane na inne stanowisko badawcze w Ośrodku Badań Mostów, Betonów i Kruszyw w Żmigrodzie – Filia Instytutu Badawczego Dróg i Mostów Wrocław. Na nowym stanowisku, przystosowanym do badań między innymi mostów, dysponowano tymi samymi urządzeniami pomiarowymi i rejestrującymi co w przypadku prowadzonych prac podczas etapu pierwszego. Czujniki indukcyjne drogi posłużyły do pomiaru przemieszczeń pionowych belki. Analogicznie do pierwszego eksperymentu drugiego etapu, czujniki zegarowe wykorzystano do pomiaru przemieszczeń płyty żelbetowej względem elementu stalowego.

Pomiaru odkształceń dokonywano przy pomocy tensometrów foliowych firmy TENMEX.

Główna różnica polegała w metodzie przykładania obciążenia. Odbywało się to nieco inaczej jak dotychczas. Dysponowano tu dwoma siłownikami hydraulicznymi firmy Schenck (rys. 3.5) o znacznie mniejszej maksymalnej sile wymuszającej, która dla tych urządzeń wynosiła 1000 kN i maksymalnym wysuwie 400 mm dla każdego z osobna. Sterowanie siłą odbywało się przy użyciu kontrolera również firmy Schenck (rys. 3.6).



Rys. 3.5. Stanowisko STEND wyposażone w dwa siłowniki firmy Schenck



Rys. 3.6. Kontroler siłowników Schenck

Program badań zakładał obciążenie w formie dwóch sił skupionych działających symetrycznie względem osi symetrii belki. Siły obciążające występowały w odległości 840 mm od końców modelu badawczego. Odległość między siłami obciążającymi pozostawała również stała we wszystkich badanych przypadkach etapu drugiego i wynosiła 800 mm. Zastosowane łożyska rolkowe w belkach 1ZB i 2ZB przekazywały równomiernie obciążenie na całą szerokość płyty żelbetowej. Podczas prowadzonych badań dla belek 3ZB i 4ZB wprowadzono zmiany w sposobie przyłożenia siły. Okrągłe płyty stalowe, w które wyposażone były siłowniki hydrauliczne, spoczywały bezpośrednio na powierzchni górnej płyty żelbetowej. Rozstaw osiowy siłowników wynosił 800 mm podobnie jak rozstaw łożysk rolkowych.

Obciążenia przykładano cyklicznie. Belki posiadające cechowanie 1ZB i 2ZB przewidywano obciążać w 8 cyklach. Poszczególne cykle rozpoczynano od wartości zerowej obciążenia do ustalonej w programie badań siły maksymalnej. Zakres obciążenia w pierwszym cyklu zawierał się w granicach od 0 kN do 200 kN. Ustalono wzrost maksymalnej siły o 200 kN w każdym kolejnym cyklu. Podczas cyklu 8, czyli ostatniego, obciążenie realizowano do momentu zniszczenia próbki.

Dla każdego kolejnego elementu próbnego, w wyniku uzyskanych informacji w poprzednim badaniu, opracowywano nowy program obciążeń. Belka 3ZB została zniszczona w 7 cyklu. Wprowadzona zmiana polegała na zmianie wartości maksymalnej w dwóch pierwszych cyklach. Badanie rozpoczęto od wartości 0 kN do osiągnięcia wartości siły maksymalnej równej 300 kN w pierwszym cyklu. Drugi cykl zakończył się na sile maksymalnej 600 kN. Dźwigar 4ZB badano jedynie w 3 cyklach. Pominęto cykle wstępne i w związku z tym podczas pierwszej próby obciążenia zbliżono się wartości 1200 kN, która stanowiła ponad 70% siły niszczącej. W trakcie kolejnego cyklu osiągnięto siłę obciążającą wyższą o 200 kN w stosunku do próby poprzedniej. Badanie przerwano w trzecim cyklu po uzyskaniu siły niszczącej.

Uzyskując wartości maksymalne lub minimalne w poszczególnych cyklach dokonywano przerw około 180 sekundowych przed kolejną zmianą obciążenia. Czas ten wykorzystywano na rejestrację odczytów z urządzeń pomiarowych i obserwację zmian zachodzących podczas badań na elementach próbnych. Realizację obciążeń przedstawiono na rys. 3.7.



Rys. 3.7. Realizacja obciążenia zewnętrznego dla dźwigara 2ZB

Tabela 3.2 zawiera wykaz poszczególnych cykli i odpowiadające im wartości obciążenia dla belki 1ZB.

Tab. 3.2. Wartości obciążenia zewnętrznego w poszczególnych cyklach dla belki 1ZB

Nr cyklu	Wartość obciążenia podczas obciążania [kN]	Wartość obciążenia podczas odciążania [kN]
NC-1	0-200	200-0
NC-2	0-200-400	400-200-0
NC-3	0-200-400-600	600-400-200-0
NC-4	0-200-400-600-800	800-600-400-200-0
NC-5	0-200-400-600-800-1000	1000-800-600-400-200-0
NC-6	0-200-400-600-800-1000-1200	1200-1000-800-600-400-200-0
NC-7	0-200-400-600-800-1000-1200-1400	1400-1200-1000-800-600-400-200-0
NC-8	0-200-400-600-800-1000-1200-1400-1611,28	-

Obciążanie następnej belki w kolejności czyli belki 2ZB na innym stanowisku badawczym zaplanowano zgodnie z cyklem obciążeń jak dla belki 1ZB. Badanie zakończono po osiągnięciu sumarycznej siły, z dwóch punktów przyłożenia, o wartości 1367,04 kN. Ze względu na taki przebieg badania uzyskano jedynie 7 cykli przedstawionych w tabeli 3.3.

Tab. 3.3. Wartości obciążenia zewnętrznego w poszczególnych cyklach dla belki 2ZB

Nr cyklu	Wartość obciążenia podczas obciążania [kN]	Wartość obciążenia podczas odciążania [kN]
NC-1	0-200	200-0
NC-2	0-200-400	400-200-0
NC-3	0-200-400-600	600-400-200-0
NC-4	0-200-400-600-800	800-600-400-200-0
NC-5	0-200-400-600-800-1000	1000-800-600-400-200-0
NC-6	0-200-400-600-800-1000-1200	1200-1000-800-600-400-200-0
NC-7	0-200-400-600-800-1000-1200-1367,04	-

Wprowadzona zmiana w zakresie obciążenia maksymalnego w poszczególnych cyklach belki 3ZB została zaprezentowana w tabeli 3.4.

Tab. 3.4. Wartości obciążenia zewnętrznego w poszczególnych cyklach dla belki 3ZB

Nr cyklu	Wartość obciążenia podczas obciążania [kN]	Wartość obciążenia podczas odciążania [kN]
NC-1	0-300	300-0
NC-2	0-300-600	600-300-0
NC-3	0-300-600-800	800-600-300-0
NC-4	0-300-600-800-1000	1000-800-600-300-0
NC-5	0-300-600-800-1000-1200	1200-1000-800-600-300-0
NC-6	0-300-600-800-1000-1200-1400	1400-1200-1000-800-600-300-0
NC-7	0-300-600-800-1000-1200-1400-1650	-

Badanie belki 4ZB zaprogramowano jedynie na 3 cykle a wartości obciążeń prezentuje tabela 3.5.

Tab. 3.5. Wartości obciążenia zewnętrznego w poszczególnych cyklach dla belki 4ZB

Nr cyklu	Wartość obciążenia podczas obciążania [kN]	Wartość obciążenia podczas odciążania [kN]
NC-1	0-1200	1200-0
NC-2	0-1200-1400	1400-1200-0
NC-3	0-1200-1400-1640	-

Etap trzeci badań laboratoryjnych, w swoim zakresie obejmował pomiar podobnych wielkości jak w przypadku etapu pierwszego. Podstawowym mierzonym parametrem belki ze średnikiem płaskim, była siła wywoływana przez siłownik hydrauliczny, obciążający badany model. Kolejnym parametrem rejestrowanym podczas badań było przemieszczenie. Z uwagi na brak możliwości usytuowania czujników indukcyjnych bezpośrednio pod modelem badawczym, dokonano pomiaru przemieszczenia pasa dolnego, ale na powierzchni górnej tego elementu. Dla tak usytuowanych czujników drogi, niemożliwy był pomiar przemieszczenia pasa w osi blachownicy w środku jej rozpiętości. Dodatkowo program badań zakładał pomiar odkształcenia na jednej z powierzchni średnika w kilku punktach pomiarowych. Pasy również zostały wyposażone w tensometry elektrooporowe. Pomiaru wszystkich wielkości dokonywano z udziałem wcześniej już stosowanych urządzeń pomiarowych.

Zastosowany zestaw urządzeń pomiarowo-rejestrujących z wykorzystaniem analizatora sygnału typu SPIDER, do którego, za pomocą kabli Technokabel LIYCY-P 3x2x0,5, podłączono wszystkie urządzenia pomiarowe, rejestrował w programie Catman 2.2 odczytane parametry.

Obciążenie realizowane podczas ostatniego etapu badań, wywołane jednym siłownikiem hydraulicznym rozłożono na dwie siły dzięki zastosowaniu belki trawersowej. Program badań zakładał zwiększanie maksymalnej siły całkowitej w każdym kolejnym cyklu o 200 kN. Zniszczenie elementu próbnego uzyskano w 8 cyklu obciążenia (tabela 3.6).

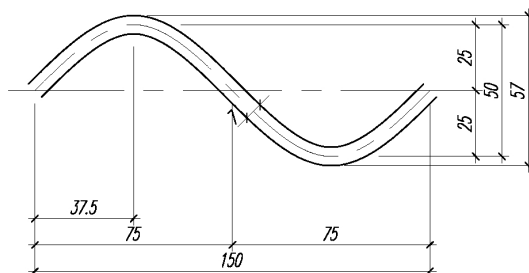
Tab. 3.6. Wartości obciążenia zewnętrznego w poszczególnych cyklach dla belki BP

Nr cyklu	Wartość obciążenia podczas obciążania [kN]	Wartość obciążenia podczas odciążania [kN]
NC-1	0-200	200-0
NC-2	0-200-400	400-200-0
NC-3	0-200-400-600	600-400-200-0
NC-4	0-200-400-600-800	800-600-400-200-0
NC-5	0-200-400-600-800-1000	1000-800-600-400-200-0
NC-6	0-200-400-600-800-1000-1200	1200-1000-800-600-400-200-0
NC-7	0-200-400-600-800-1000-1200-1400	1400-1200-1000-800-600-400-200-0
NC-8	0-200-400-600-800-1000-1200-1400-1665,77	-

3.4 Opis badanych dźwigarów

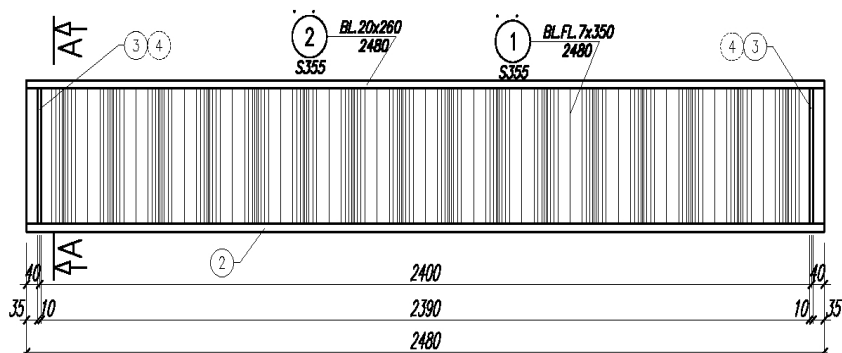
3.4.1 Geometria i właściwości materiałowe dźwigarów badanych w etapie pierwszym

Belki przeznaczone do pierwszego etapu wykonane były w liczbie dwóch sztuk. Dźwigary poddane analizie składały się pasów górnego i dolnego, wykonanych z blachy płaskiej o grubości 20 mm, szerokości 260 mm i długości 2480 mm. Środek został wykonany z blachy falistej o kształcie sinusoidalnym, o grubości 7 mm (rys. 3.8). Wysokość środka wynosiła 350 mm. Łączna wysokość każdej belki z uwzględnieniem grubości pasów wynosiła 390 mm.

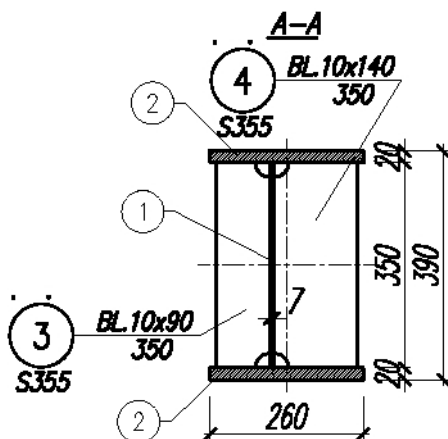


Rys. 3.8. Geometria fali sinusoidalnej

W odległości 40 mm od końców belki wprowadzono dodatkowo żebra na pełnej wysokości. Usztywnienia środnika wykonano dwustronnie po każdej stronie środnika z blach płaskich o grubości 10 mm. Szerokość żeber po jednej stronie blachy środnika 90 mm po stronie przeciwnej to 140 mm. Wymiary te uzależnione były od położenia fali środnika względem osi symetrii pasa blachownicy. Żebra wyznaczały osie podparcia belek na stanowisku badawczym. Rys. 3.9 oraz rys. 3.10 przedstawiają geometrię belki. Widok przygotowanego elementu próbnego, na stanowisku badawczym w laboratorium został przedstawiony na rys. 3.11.



Rys. 3.9. Geometria dźwigara ze środnikiem falistym. Widok z boku



Rys. 3.10. Geometria dźwigara ze środnikiem falistym. Przekrój poprzeczny

Pasy blachownicy połączono ze środkiem za pomocą spoin pachwinowych, dwustronnych o grubości 4 mm. Spoiny łączące żebra ze środkiem i z pasami wykonano również jako spoiny pachwinowe dwustronne o grubości 4 mm.



Rys. 3.11. Belki ze środkiem z blachy falistej na stanowisku badawczym

Wszystkie elementy: środek, pasy, żebra usztywniające, które wchodziły w skład belki, zostały wykonane ze stali S355+N. Według normy PN-EN-10025 [60] stal S355 charakteryzuje się następującymi właściwościami materiałowymi:

- granica plastyczności $R_{eHmin}=355$ MPa,
- wytrzymałość na rozciąganie $R_{mmin}=510$ MPa,
- moduł sprężystości podłużnej $E_1=210$ GPa,
- moduł sprężystości poprzecznej $E_2=81$ GPa,
- wytrzymałość obliczeniowa $f_d=305$ MPa.

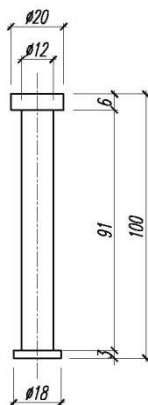
Atesty hutnicze jak również własne badania na próbkach płaskich potwierdziły właściwości użytej stali.

3.4.2 Geometria i właściwości materiałowe dźwigarów badanych w etapie drugim

Belki drugiego etapu wykonane były w liczbie czterech sztuk. Dźwigary poddane analizie posiadały pas górny i pas dolny wykonane z blachy płaskiej o grubości 20 mm, szerokości 260 mm i długości 2480 mm. Środek został wykonany z blachy falistej o kształcie sinusoidalnym grubości 7 mm zgodnie z rys. 3.8. Wysokość środka wynosiła 350 mm.

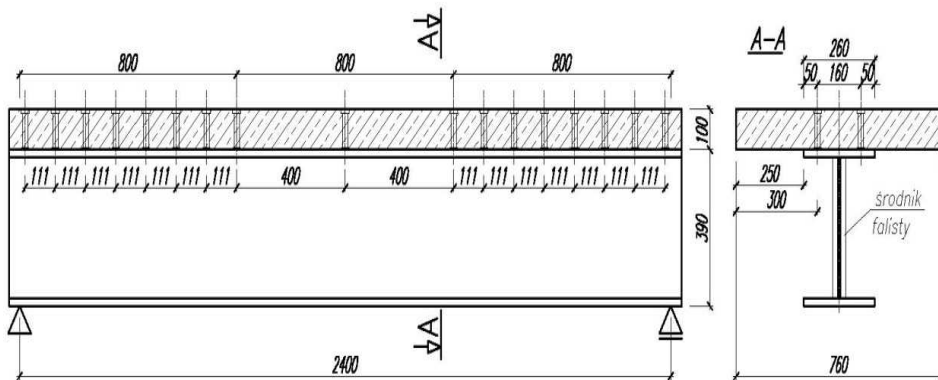
Należy zwrócić uwagę na wymiary stalowych elementów składowych takich jak pasy i środek dźwigarów drugiego etapu. Wymiary te pozostawiono niezmiennie w stosunku do belek etapu pierwszego.

Pas górny został dodatkowo wyposażony w trzpień stalowy ze stali posiadającej wytrzymałość charakterystyczną na rozciąganie $f_u = 240$ MPa. Trzpień ten zapewniał zespolenie z płytą żelbetową. Bolce dobrano na podstawie normy PN-82/B-03300 [61]. Ostatecznie przyjęto wymiary jak na rys. 3.12.



Rys. 3.12. Bolce stalowe

Do pasa górnego każdej z czterech blachownic przymocowano 34 bolce w rozstawie osiowym 160 mm w przekroju poprzecznym oraz 111 mm wzdłuż osi belki. Koncentracja trzpieni występowała w odległości 800 mm od każdej z podpór zgodnie z rys. 3.13.

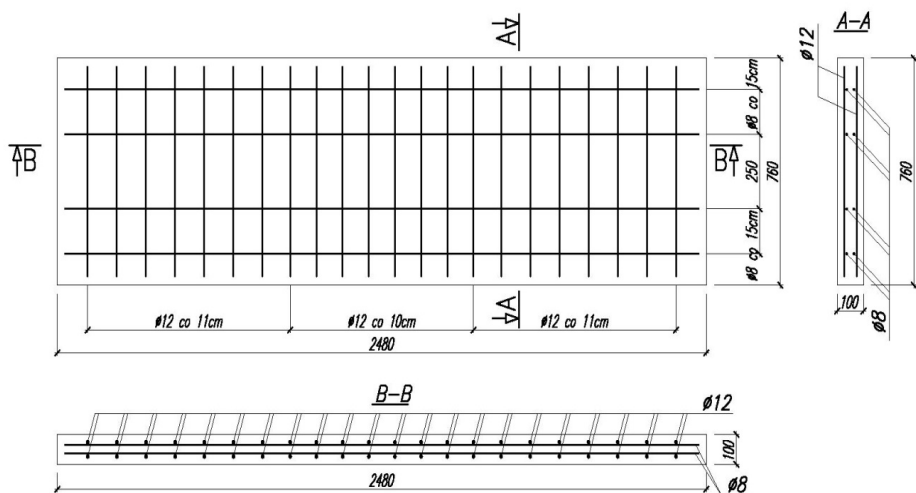


Rys. 3.13. Rozmieszczenie bolców

W części środkowej belki, w odległości 400 mm od środka rozpiętości belki w kierunku podpór dźwigara, zminimalizowano liczbę łączników ze względu na zakładany schemat obciążenia. Na długości 800 mm w części środkowej przewidywano stały moment zginający.

Po przyspawaniu trzpieni wykonano zbrojenie płyty i betonowanie.

W programie badań przewidziano płytę żelbetową wykonaną z betonu C30/37 o grubości 10 cm i szerokości 76 cm. Właściwości zastosowanego betonu według PN-EN-1992-1-1 [62]. Płyta posiadała zbrojenie wykonane ze stali gatunku A – III według normy PN-B-03264:2002 [63]. Pręty poprzeczne, znajdujące się bliżej powierzchni zewnętrznej płyty, posiadały średnicę $\phi 12$ mm. Zbrojenie znajdujące się w kolejnej warstwie, bliżej rdzenia płyty, a jednocześnie dalej od powierzchni betonu, to pręty podłużne o średnicy $\phi 8$ mm. Płyta zaopatrzona była w zbrojenie górne i zbrojenie dolne. Średnica prętów w przypadku zbrojenia górnego i dolnego była taka sama. Nie zmieniał się również rozstaw prętów. Na rys. 3.14 przedstawiono rysunek konstrukcyjny płyty żelbetowej, w którą została wyposażona blachownica.



Rys. 3.14. Zbrojenie płyty

Betonowanie odbywało się w systemie odwróconym. Wykonano deskowanie płyty a następnie ułożono pręty zbrojeniowe. Po umieszczeniu przekładek dystansowych ustawiono blachownice trzpieniami do dołu w uprzednio przygotowanej formie. Ułożono mieszankę betonową z nadładkiem. Wibrowanie zapewniło pełną styczność betonu z pasem blachownicy. Nadmiar betonu usunięto tuż po zawibrowaniu mieszanki. Rys. 3.15 przedstawia element po rozformowaniu gotowy do umieszczania czujników tensometrycznych.



Rys. 3.15. Belka stalowa zespolona z płytą żelbetową

Elementy wykonane ze stali konstrukcyjnej takie jak: środnik, pasy, żebra usztywniające, które wchodziły w skład belki zostały wykonane z tej samej stali (czyli S355+N) co belki etapu pierwszego. Charakterystyki materiałowe stali zostały przedstawione powyżej.

Pręty wykorzystane do wykonania zbrojenia płyty betonowej zaproponowano ze stali gatunku A-III. Według normy PN-B-03264:2002 [63] wymieniony gatunek stali zbrojeniowej charakteryzuje się następującymi właściwościami materiałowymi:

- charakterystyczna granica plastyczności $f_{yk} = 410 \text{ MPa}$,
- obliczeniowa granica plastyczności $f_{yd} = 350 \text{ MPa}$,
- wytrzymałość charakterystyczna na rozciąganie $f_{tk} = 550 \text{ MPa}$.

Do wykonania płyty żelbetowej zastosowano beton klasy C30/37. Dla betonu tej klasy norma PN-EN 1992-1-1 [62] podaje właściwości materiałowe jak poniżej:

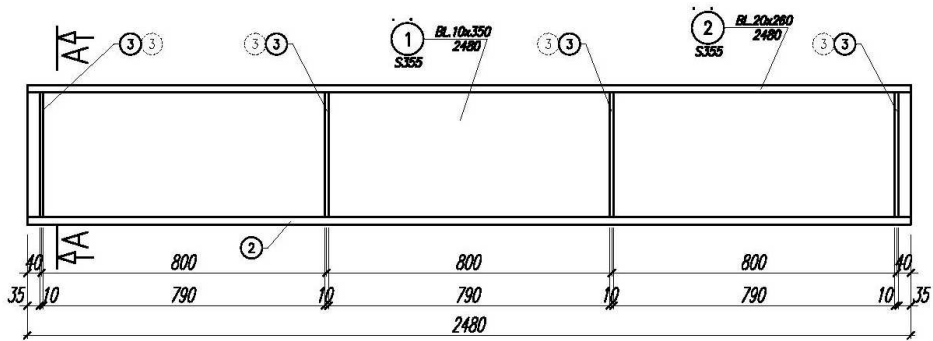
- wytrzymałość charakterystyczna kostkowa na ściskanie $f_{ck, cube} = 37 \text{ MPa}$,
- wytrzymałość charakterystyczna walcowa na ściskanie $f_{ck} = 30 \text{ MPa}$,
- wytrzymałość obliczeniowa na ściskanie $f_{cd} = 21,4 \text{ MPa}$,
- wytrzymałość średnia na rozciąganie $f_{ctm} = 2,9 \text{ MPa}$,
- wytrzymałość charakterystyczna na rozciąganie $f_{ctk,0/05} = 2,0 \text{ MPa}$,
- wytrzymałość obliczeniowa na rozciąganie $f_{ctd} = 1,43 \text{ MPa}$,
- najmniejsze odkształcenie betonu ściskanego, przy którym osiąga on wytrzymałość $\varepsilon_{c2} = 2,0 \text{ ‰}$,
- odkształcenie graniczne betonu ściskanego $\varepsilon_{cu2} = 3,5 \text{ ‰}$.

3.4.3 Geometria i właściwości materiałowe dźwigarów badanych w etapie trzecim

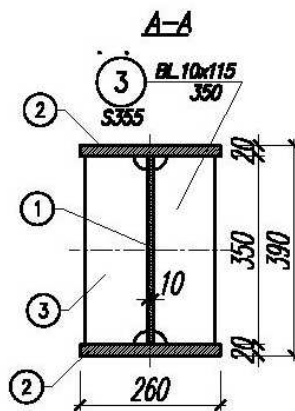
Do trzeciego etapu wykonano jedną belkę. Blachownica poddana analizie składała się z następujących elementów składowych: pasów górnego i dolnego, wykonanych z blachy płaskiej o grubości 20 mm, szerokości 260 mm i długości 2480 mm, środnika wykonanego z blachy płaskiej o grubości 10 mm. Wysokość środnika wynosiła 350 mm. Łączna wysokość belki z uwzględnieniem grubości pasów wynosiła 390 mm.

W odległości 40 mm od końców, a następnie w odległości 800 mm od belki wprowadzono dodatkowo żebra na pełnej wysokości. Żebra poprzeczne zastosowano również w miejscach występowania sił obciążających czyli w odległości 800 mm od żeber skrajnych. Usztywnienia środnika wykonano dwustronnie po każdej stronie środnika z blach płaskich o grubości 10 mm. Ze względu na symetryczne usytuowanie blachy środnika względem pasów, szerokość żeber z każdej ze stron przyjmowała wartość 115 mm. Żebra wyznaczały osie podparcia belek na stanowisku badawczym. Rys. 3.16

oraz rys. 3.17 przedstawiają geometrię belki. Widok przygotowanego elementu próbnego, na stanowisku badawczym w laboratorium został przedstawiony na rys. 3.18.

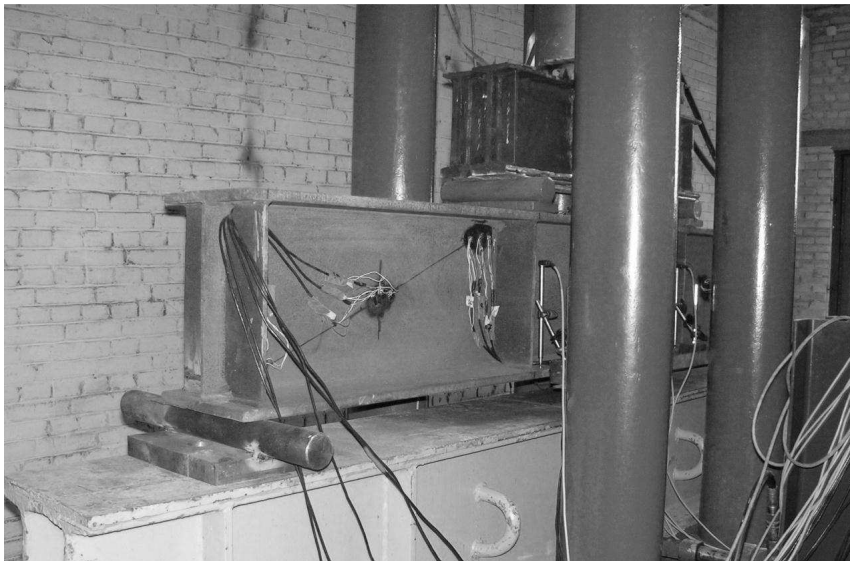


Rys. 3.16. Geometria dźwigara ze środnikiem płaskim. Widok z boku



Rys. 3.17. Geometria dźwigara ze środnikiem płaskim. Przekrój poprzeczny

Pasy blachownicy połączone ze środnikiem za pomocą spoin pachwinowych, dwustronnych o grubości 4 mm. Spoiny łączące żebra ze środnikiem i z pasami wykonano również jako spoiny pachwinowe dwustronne o grubości 4 mm.

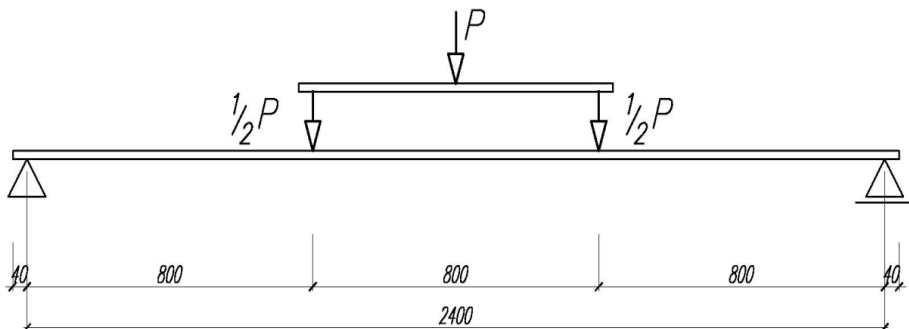


Rys. 3.18. Belka ze środkiem z blachy płaskiej na stanowisku badawczym

Dźwigar etapu trzeciego wykonano ze stali S355+N. Właściwości materiałowe tego gatunku stali, według źródeł normowych, zostały już zaprezentowane w niniejszej pracy. Atesty hutnicze potwierdziły zgodność wykorzystanego materiału.

3.4.4 Rozmieszczenie punktów pomiarowych w etapie pierwszym

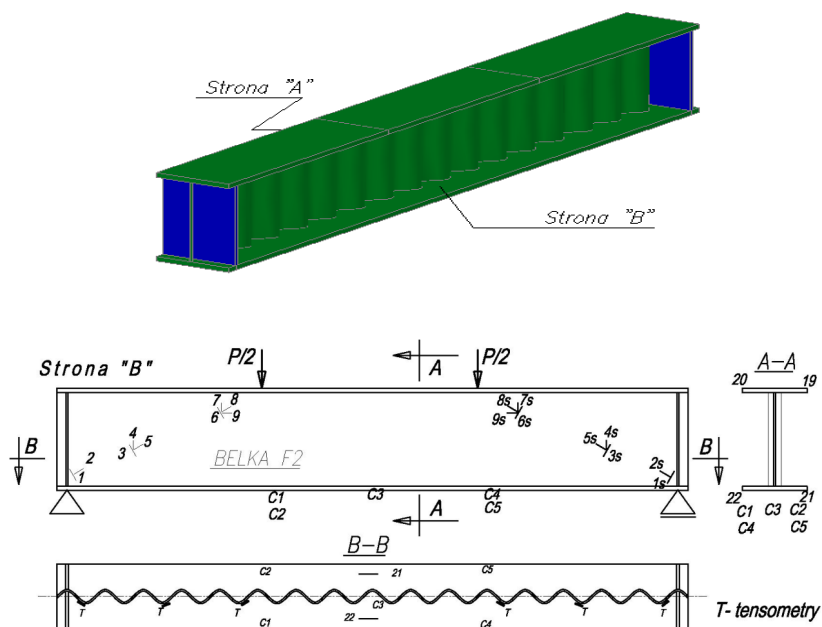
Pierwszy etap obejmował badania dwóch belek oznaczonych kolejno symbolami F1 i F2. Badane były w schemacie 4-punktowym. Siły przykładano w odległości 800 mm od podpór, na całej szerokości pasa górnego. Jedna z podpór wykonana była jako podpora przegubowa nieprzesuwna, natomiast druga z podpór była przegubowa przesuwna (rys. 3.19).



Rys. 3.19. Schemat statyczny belki

Obciążenie zrealizowano za pomocą jednego siłownika hydraulicznego. Do realizacji oddziaływania w dwóch punktach belki zastosowano trawers (belkę pośrednią), dzięki której uzyskano zakładany schemat statyczny.

Belka ze średnikiem z blachy falistej F1 traktowana była jako belka wzorcowa. W przypadku tej belki, patrząc od strony naklejonych tensometrów, nad podporami występował „grzbiet” fali. Stronę tę na rys. 3.20 opisano jako stronę „A”, natomiast strona przeciwna, to strona „B”. Dźwigar ten wyposażono w tensometry w liczbie 34 sztuk. Rozmieszczono je na średniku i na pasach. Zastosowano 25 tensometrów elektrooporowych z odczytem analogowym oraz 9 tensometrów z odczytem cyfrowym. Czujniki umożliwiające pomiar odkształceń jednostkowych na średniku lokalizowano po jednej stronie fali. Tensometry naklejone na pasach znajdowały się po stronie zewnętrznej belki, więc zgodnie z tą zasadą na górnej powierzchni pasa górnego i na dolnej powierzchni pasa dolnego. Z warunków geometrycznych rozmieszczenia podpór i występowania sił obciążających belkę, działających bezpośrednio na pas górny, ustalono kąt $23,63^\circ$ pomiędzy linią „siła – podpora” a pasy blachownicy. Zależność ta narzuciła rodzaj zastosowanych urządzeń pomiarowych. Pomiary odbywały się przy użyciu pojedynczych tensometrów, dzięki którym możliwy był odczyt odkształceń na linii „siła – podpora” i prostopadle do tej linii.



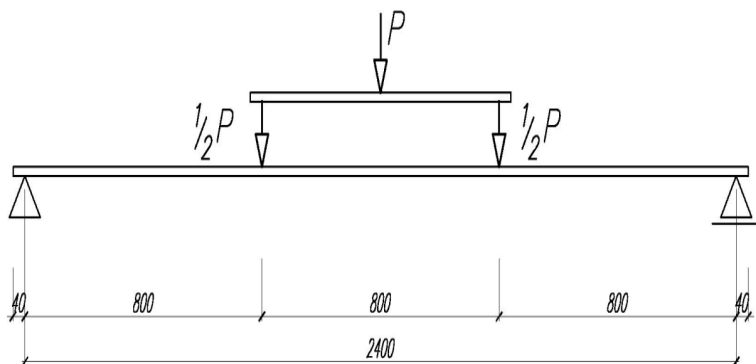
Rys. 3.21. Rozmieszczenie czujników pomiarowych dla dźwigara F2 ze środnikiem z blachy falistej

W belce F2, ze względu na mniejszą ilość tensometrów przeprowadzono renumerację punktów pomiarowych. Blachownica ta została wyposażona w tensometry przyklejone do środnika po stronie „B”, czyli po stronie gdzie występowały podpory można zaobserwować „spód” fali

3.4.5 Rozmieszczenie punktów pomiarowych w etapie drugim

Do etapu drugiego przygotowano 4 elementy próbne o symbolach: 1ZB, 2ZB, 3ZB, 4ZB. Cechą wspólną wszystkich modeli były stałe wymiary przekroju poprzecznego oraz stała długość belek l . Schemat statyczny jaki przewidziano w programie badań to belka jedno przęsłowa wolnopodparta, obciążona dwoma siłami skupionymi, przyłożonymi symetrycznie względem środka rozpiętości przęsła.

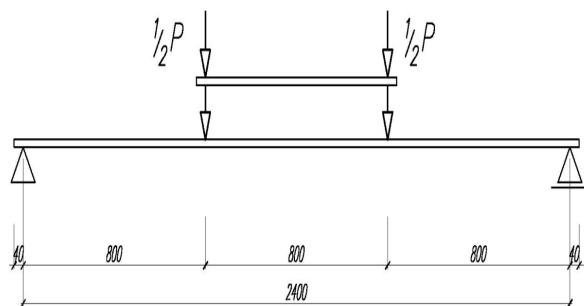
Dla belki 1ZB, która badana była na stanowisku badawczym wyposażonym w jeden siłownik hydrauliczny, zastosowano trawers pośredni wykonany z dwóch dwuteowników IPN440 wzmocnionych blachami płaskimi o grubości 15 mm. Siłownik połączony na sztywno z belką pozioma stendy. Tłok siłownika nie miał bezpośredniego kontaktu z belką pośrednią. W tę przestrzeń wprowadzono siłomierz kontrolujący siłę obciążającą.



Rys. 3.22. Schemat statyczny belki 1ZB

Pomiędzy trawersem a elementem próbnym umieszczono dwie przekładki stalowe w odległości 800 mm od podpór. Podpory stanowiły krępe i masywne bloki betonowe. Na blokach podporowych ułożono odpowiednio łożysko przegubowo-przesuwne i łożysko przegubowo-nieprzesuwne. W ramach niwelacji nierówności podłoża w kontakcie blacha łożyskowa-beton zastosowano piasek. Zabiegi te pozwoliły na uzyskanie zamierzonego schematu statycznego przedstawionego na rys. 3.22.

Schemat statyczny dla belki zespolonej 2ZB pozostawał taki sam jak w przypadku belki 1ZB. Eksperymenty prowadzone w Żmigrodzie wymagały jednak wprowadzenia pewnych modyfikacji związanych z przekazywaniem siły obciążającej na model badawczy. Tak jak w poprzednich badaniach zastosowano dodatkowy trawers, który przenosił obciążenie z dwóch siłowników o zakresie pracy 0÷1000 kN działających jednocześnie. Belka pośrednia wykonana była z dwóch kształtowników walcowanych HEB 350. Pod każdym z siłowników umieszczono czujniki siły przekazujące bezpośredni pomiar siły obciążającej z urządzeń generujących obciążenie. Kolumny siłowników na każdym z końców wyposażone w przeguby tworzyły przeguby Cardana. Pomiędzy dolną powierzchnią trawersu a górną powierzchnią płyty żelbetowej umieszczono dwa nieprzesuwne łożyska wałkowe. W odróżnieniu od belki 1ZB podpory stanowiły krępe belki stalowe wykonane z dwóch połączonych ze sobą dwuteowników HEB 550. Schemat statyczny (rys. 3.23) zakładał przegubowe podparcie przesuwne w jednym końcu belki natomiast w drugim podparcie nieprzesuwne przegubowe. Wykorzystano więc zastosowane wcześniej łożyska wałkowe.



Rys. 3.23. Schemat statyczny belki 2ZB

Pozostałe dwa elementy badawcze 3ZB i 4ZB zostały przygotowane do badań na tym samym stanowisku badawczym co element 2ZB.

Tym razem wprowadzono kolejne zmiany związane z obciążaniem modelu. Trudności, jakie napotkano podczas prowadzenia prac badawczych przy poprzedniej belce, narzuciły konieczność zmniejszenia elementów pośrednich, dzięki którym powstawały niewielkie mimośrodowe powodujące niestabilność całego ustroju. Dodatkowo siłowniki hydrauliczne, przymocowane do rygła stendu, posiadające po dwa przeguby jak również stosowane wcześniej czujniki siły wyposażone w powierzchnie sferyczne uniemożliwiały osiągnięcie maksymalnej siły obciążającej. Taka mnogość przegubów powodowała chwiejność układu w połączeniu z powstającym mimośrodem.

W rezultacie zrezygnowano z elementów, które utrudniały prowadzenie prac badawczych zgodnych z programem badań. Brak możliwości usztywnienia przegubów siłowników wymusił podjęcie decyzji o usunięciu trawersu, siłomierzy i jednej pary łożysk wałkowych. Elementy powodujące obciążenie działały więc bezpośrednio na badany przedmiot. Uzyskano schemat statyczny 4-punktowy przedstawiony na rys. 3.24.

W drugim etapie badań program przewidywał zastosowanie takiej samej liczby czujników tensometrycznych, czyli 22 sztuk, dla każdej z badanych belek.

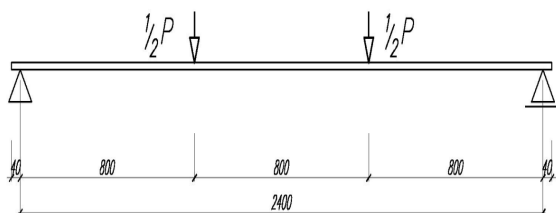
Dla zobrazowania po której stronie fali zostały naklejone tensometry, w belkach wyodrębniono stronę „A” oraz stronę „B”. Dźwigary, dla których lokalizacja czujników rejestrujących odkształcenie znajdowała się po stronie „A” nad podporą posiadały „grzbiet” fali, natomiast dla strony przeciwnej czyli strony „B” nad podporą znajdował się „spód” fali. Konwencja stron została zachowana zgodnie z belkami etapu pierwszego.

Belki zespolone z płytą żelbetową posiadające cechowanie 1ZB i 2ZB posiadały tensometry naklejone po stronie „B” zgodnie z rys. 3.25.

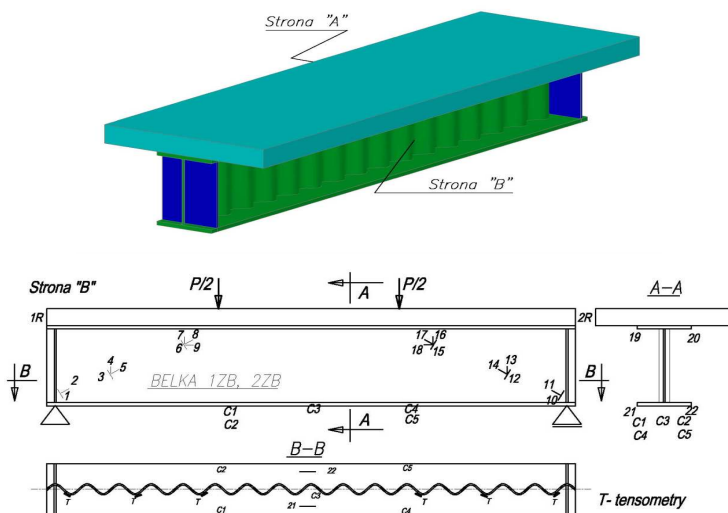
Kolejne dwa dźwigary 3ZB i 4ZB wyposażono w tensometry po stronie przeciwnej środnika falistego czyli po stronie „A”. Rys. 3.25 demonstruje lokalizację czujników pomiarowych. W rzucie na płaszczyznę środnika można zauważyć, że występujące tensometry w liczbie 18 sztuk są rozmieszczone

w podobny sposób dla każdej belki tego etapu badań. Tensometry posiadające numerację 19÷22 zostały umieszczone na pasach dźwigara stalowego. Nieco inaczej umieszczono czujniki mierzące przemieszczenie pionowe. Belki 1ZB i 2ZB posiadały 5 takich czujników i lokalizacja ich pozostawała niezmienna. Belki 3ZB i 4ZB posiadały 3 czujniki indukcyjne w różnych kombinacjach. Dokładne rozmieszczenie punktów pomiarowych znajduje się na rys. 3.26.

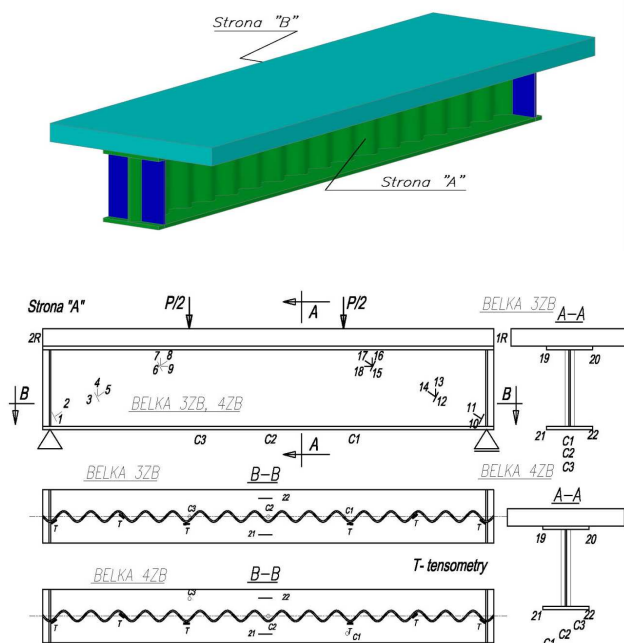
Dodatkowo zastosowano czujniki zegarowe mierzące przemieszczenie płyty żelbetowej w stosunku do blachownicy. Urządzenia pomiarowe, za pomocą statywów magnetycznych, przymocowano do żeber podporowych znajdujących się na końcach elementu badanego. Czujniki zegarowe umożliwiały obserwację współpracy płyty żelbetowej z belką stalową. Rejestrowano wzajemne przemieszczenie dwóch elementów wzdłuż belki.



Rys. 3.24. Schemat statyczny belek 3ZB, 4ZB



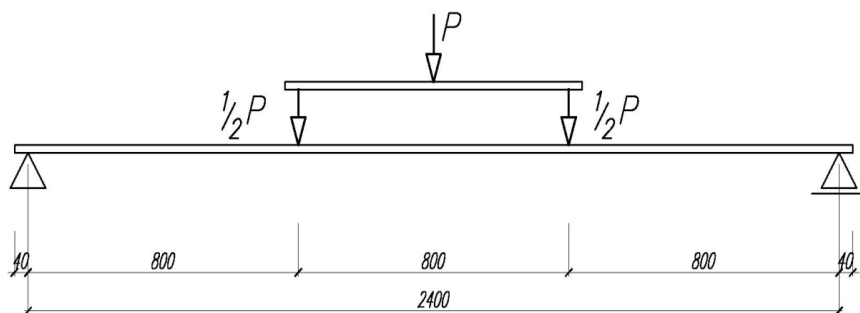
Rys. 3.25. Rozmieszczenie czujników pomiarowych dla dźwigarów 1ZB, 2ZB



Rys. 3.26. Rozmieszczenie czujników pomiarowych dla dźwigarów 3ZB, 4ZB

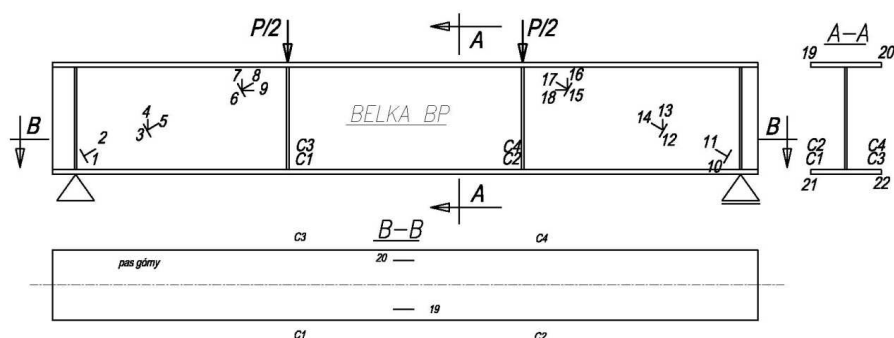
3.4.6 Rozmieszczenie punktów pomiarowych w etapie trzecim

Etap trzeci dotyczył analizy belki posiadającej środnik wykonany z blachy płaskiej. Analogicznie do poprzednich etapów badań, blachownica została poddana próbie zginania w schemacie czteropunktowym. Jedną z podpór, zgodnie ze schematem przedstawionym na rys. 3.27, została wykonana w formie nieprzesuwnego łożyska wałkowego umożliwiając jedynie obrót dźwigara. Drugą podporą to swobodne łożysko wałkowe zwalniające dodatkowo przesuw wzdłuż belki. Siła wywoływana za pomocą jednego siłownika, poprzez trawers obciążała belkę w dwóch miejscach. Zgodnie z przygotowanym elementem próbnym i programem badań, miejsca występowania sił skupionych pokrywały się z miejscami występowania żeber. Siły skupione stanowiły tu podpory i przyłożone obciążenie.



Rys. 3.27. Schemat statyczny belki BP

Na rys. 3.28 zaprezentowano schematyczne rozmieszczenie punktów pomiarowych.



Rys. 3.28. Rozmieszczenie czujników pomiarowych dla dźwigara BP ze średnikiem z blachy płaskiej

Pomiaru odkształceń skrajnych włókien dokonywano na górnej powierzchni pasa górnego i na dolnej powierzchni pasa dolnego oraz na jednej z powierzchni blachy średnika, na odcinku w przestrzeni pomiędzy siłą i podporą. Liczba 22 tensometrów i miejsca ich lokalizacji zostały powtórzone z poprzednich badań w celu konfrontacji zarejestrowanych wyników z rezultatami otrzymanymi w poprzednich etapach badań. Należy jednak zwrócić uwagę na lokalizację i sposób pomiarów czujników indukcyjnych rejestrujących ugięcia modelu badawczego. W odróżnieniu od poprzednich etapów badań, w tym przypadku dokonywano pomiaru przemieszczeń górnej powierzchni pasa dolnego. Ze względu na brak możliwości usytuowania czujników od spodniej strony belki, nie dokonano pomiaru przemieszczenia w środku rozpiętości blachownicy.

3.5 Wyniki badań

Wyniki uzyskane w procesie prowadzonych zabiegów laboratoryjnych zostały przedstawione poniżej w formie wykresów i tabel. Rezultaty zaprezentowano z zachowaniem podziału na poszczególne etapy badań.

3.5.1 Etap pierwszy

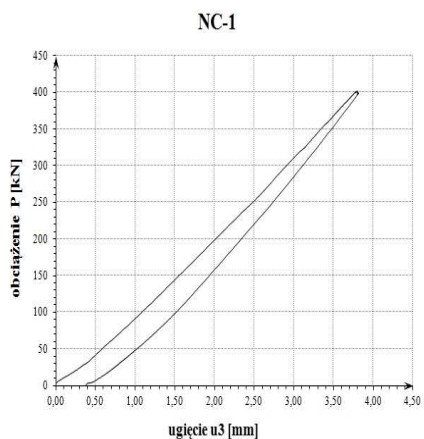
Etap pierwszy obejmował pomiar przemieszczeń (ugięć) globalnych modelu badawczego i odkształceń głównych elementów składowych dźwigara.

3.5.1.1 Wyniki pomiaru ugięć

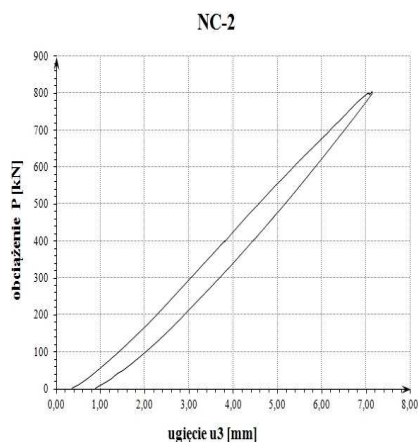
W ramach badań prowadzonych w pierwszej kolejności, dysponowano dwoma dźwigarami zawierającymi łożysko wykonane z blachy falistej. Belki oznaczono symbolami F1 i F2.

3.5.1.1.1 Belka F1

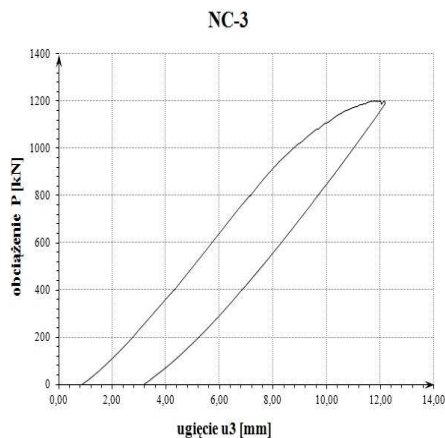
Na rys. 3.29 – 3.33 zaprezentowano wykresy przedstawiające postać krzywych $P-u$ dla poszczególnych cykli w punkcie pomiarowym C3, gdzie zaobserwowano największe przemieszczenia.



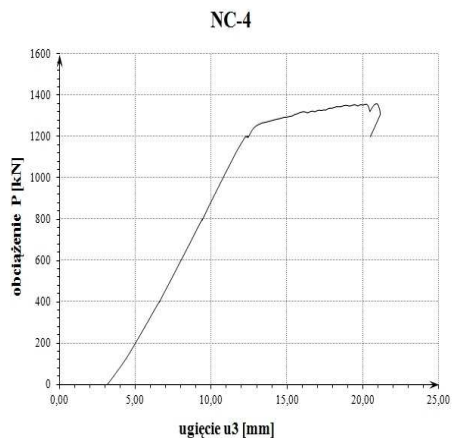
Rys. 3.29. Zależność $P-u$ dla cyklu NC-1 w punkcie pomiarowym C3



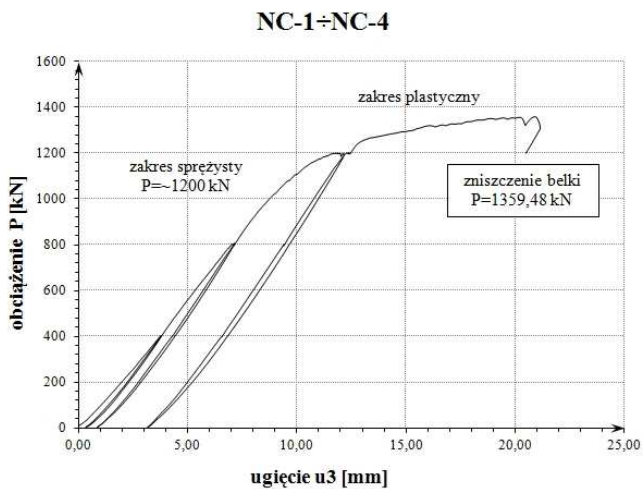
Rys. 3.30. Zależność $P-u$ dla cyklu NC-2 w punkcie pomiarowym C3



Rys. 3.31. Zależność $P-u$ dla cyklu NC-3 w punkcie pomiarowym C3



Rys. 3.32. Zależność $P-u$ dla cyklu NC-4 w punkcie pomiarowym C3



Rys. 3.33. Zależność $P-u$ dla całości obciążenia w 4 cyklach.

Poczynając od wartości zerowej obciążenia poprzez kolejne cykle obciążenia zaobserwowano niewielkie przyrosty ugięć trwałych. Na podstawie analizy przemieszczeń blachownicy w jej płaszczyźnie, zaobserwowano iż wykres $P-u$ wykazywał wyraźnie nieliniowy charakter po przekroczeniu

przez obciążenie około 88 % siły granicznej. Przy tym poziomie wartości siły niszczącej powstał przegub plastyczny, co widoczne jest na wykresie jako trwałe przemieszczenie o wartości 3,2mm i rozpoczęcie nowej gałęzi pętli histerezy. Siłę graniczną zanotowano na poziomie 1359,48 kN.



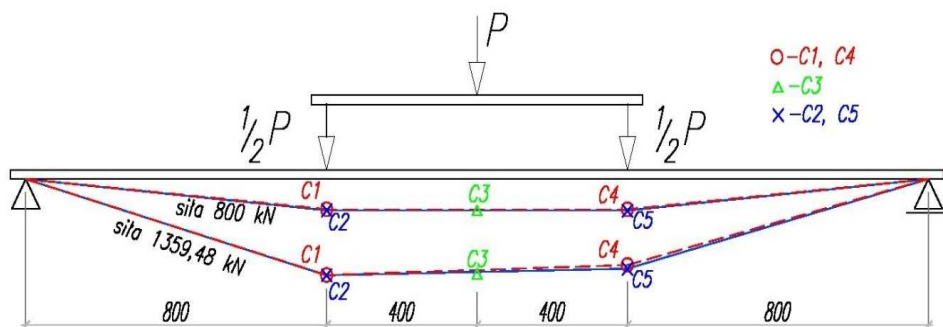
Rys. 3.34. Postać ugięcia belki F1 dla cyku NC-4, $P=1200$ kN

Tab. 3.7. Przemieszczenia poszczególnych punktów pomiarowych dla belki F1*)

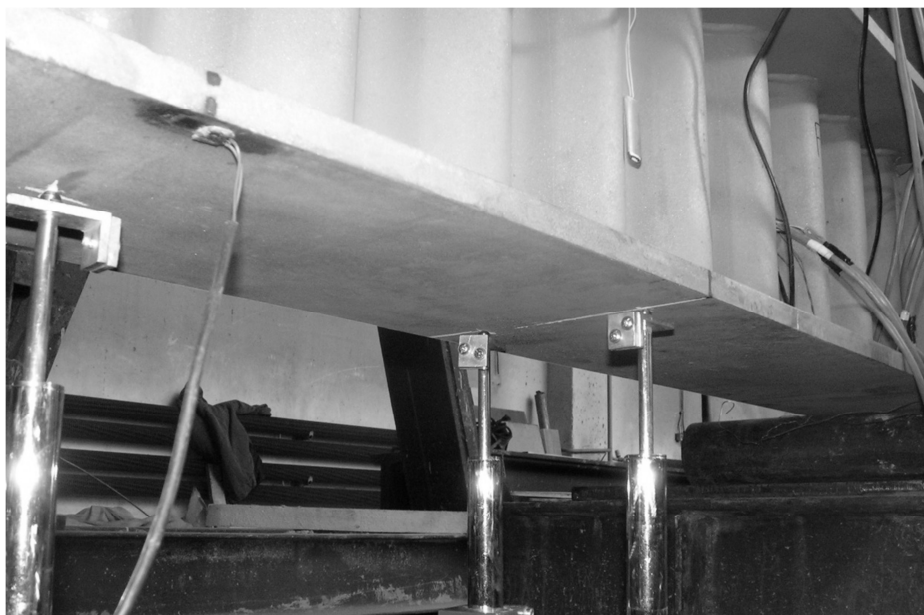
SIŁA [kN]	Ugięcie [mm]				
	C1	C2	C3	C4	C5
800,00	6,55	6,77	7,16	6,56	6,83
1200,00	11,80	11,98	12,47	11,16	11,66
1359,48	20,79	20,86	20,91	18,62	19,39

*) lokalizacja czujników według rys. 3.20.

W zakresie sprężystym belka wykazywała zbieżność wyników przemieszczeń pasa dolnego mierzonych pod siłami skupionymi. Po przekroczeniu strefy wykazującej liniowość wykresu większe wartości ugięcia odnotowywano pod jedną z sił działających na model (rys. 3.35). Ugięcia w jednym przekroju poprzecznym nie są identyczne (rys. 3.36). Od strony wypukłej fali ugięcia są mniejsze.



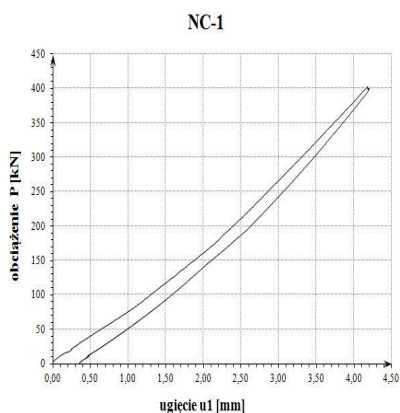
Rys. 3.35. Wykres ugięcia wzdłuż belki F1



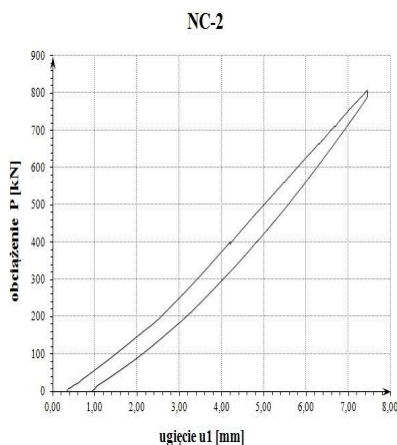
Rys. 3.36. Lokalizacja czujników przemieszczeń dolnego pasa belki F1

3.5.1.1.2 Belka F2

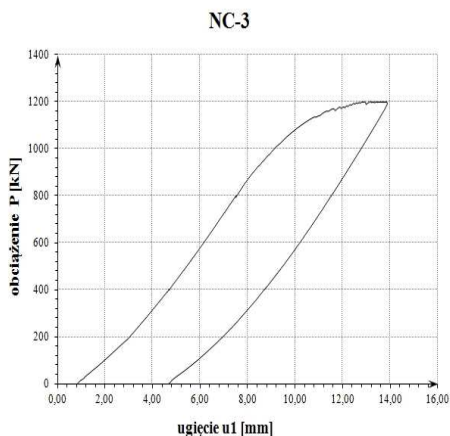
W przypadku analizy przemieszczeń dla belki F2 zaobserwowano, że punkt C1 był punktem, który zarejestrował największe przemieszczenie dźwigara. Na rys. 3.37 ÷ 3.41 zaprezentowano wykresy przedstawiające postać krzywych $P-u$ dla poszczególnych cykli w punkcie pomiarowym C1.



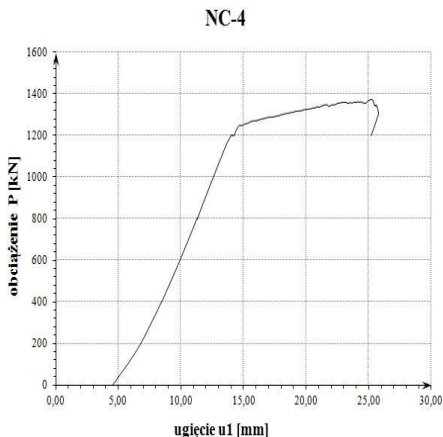
Rys. 3.37. Zależność $P-u$ dla cyklu NC-1 w punkcie pomiarowym C1



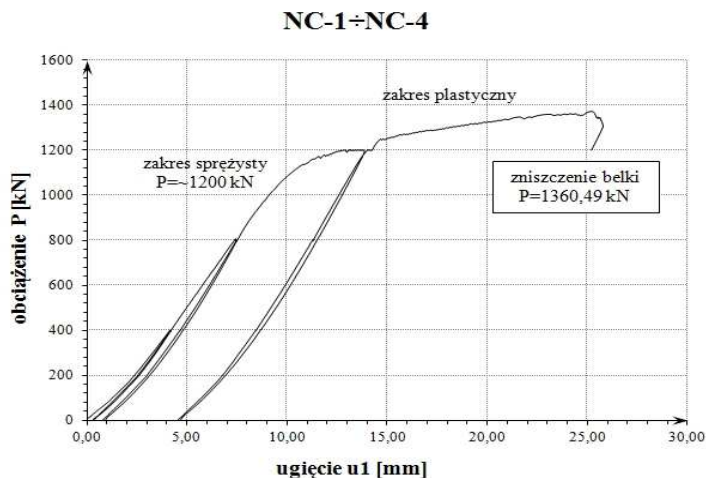
Rys. 3.38. Zależność $P-u$ dla cyklu NC-2 w punkcie pomiarowym C1



Rys. 3.39. Zależność $P-u$ dla cyklu NC-3 w punkcie pomiarowym C1



Rys. 3.40. Zależność $P-u$ dla cyklu NC-4 w punkcie pomiarowym C1



Rys. 3.41. Zależność P - u dla całości obciążenia w 4 cyklach.

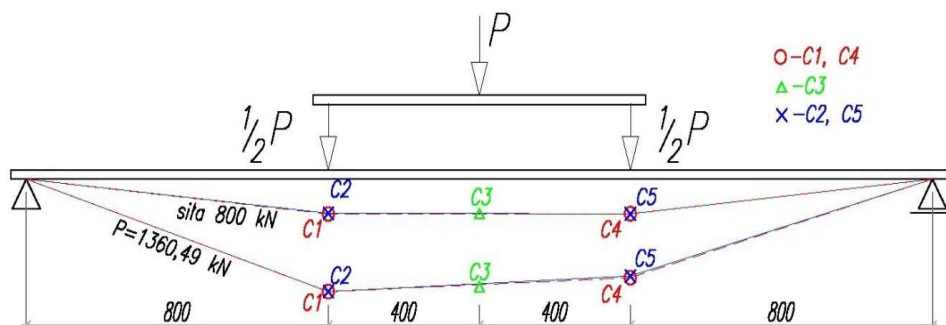
Podczas przeprowadzonej próby zniszczenia modelu badawczego odnotowano bardzo zbliżoną siłę niszczącą. Dla belki F2 wynosiła 1360,49 kN. Podobnie jak podczas poprzedniego badania zaobserwowano liniowość ścieżki równowagi statycznej do wartości około $0,88P_{gr}$. W granicach około 1200 kN nastąpiło powstanie przegubu plastycznego. Wywołało to, przy niewielkim już wzroście siły obciążającej, zniszczenie belki. Tabela 3.8 przedstawia wielkość ugięć, dla poszczególnych punktów pomiarowych, odnotowanych w chwili działania różnej wartości obciążenia.

Tab. 3.8. Przemieszczenia poszczególnych punktów pomiarowych dla belki F2 *)

SIŁA [kN]	Ugięcie [mm]				
	C1	C2	C3	C4	C5
800,00	7,55	7,39	7,86	7,50	7,51
1200,00	14,25	14,06	14,25	12,98	12,85
1360,49	24,36	24,33	23,69	21,35	20,99

*) lokalizacja czujników według rys. 3.21.

Ugięcia pasa dolnego posiadały zbliżone wartości we wszystkich punktach pomiarowych w zakresie sprężystym (rys. 3.42), po przekroczeniu wartości 88 % siły niszczącej pod jedną z sił odnotowywano szybszy wzrost wartości przemieszczenia pionowego. Podczas prowadzonego eksperymentu przy użyciu belki F2 ugięcia przyjmowały wartość o około 10 % większą w stosunku do belki F1 przy tych samych wartościach sił obciążających.

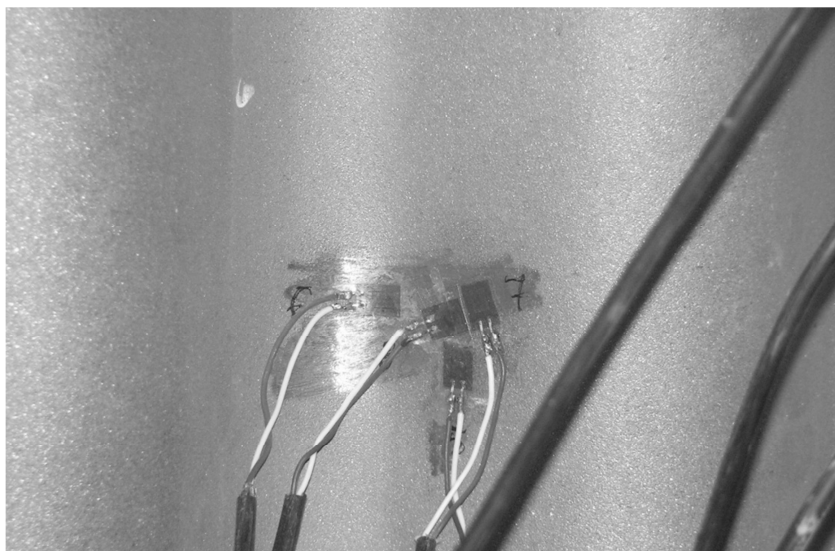


Rys. 3.42. Wykres ugięcia wzdłuż belki F2

3.5.1.2 Wyniki pomiaru odkształceń (naprężeń)

3.5.1.2.1 Belka F1

Według rys. 3.20. można zaobserwować, że program badań przewidywał lokalizację tensometrów umożliwiającą konfrontację poszczególnych odkształceń występujących pod obciążeniem zewnętrznym. Tensometry naklejono symetrycznie względem osi dźwigara. Z powyższej tabeli 3.9, w której zestawiono parami pomierzone wartości występujące po każdej stronie elementu próbnego wynika, że wielkość odkształceń usytuowanych w tych samych punktach pomiarowych w przeciwległych panelach belki nie są zbieżne.



Rys. 3.43. Rozmieszczenia czujników tensometrycznych w obrębie jednego miejsca pomiarowego dla belki F1

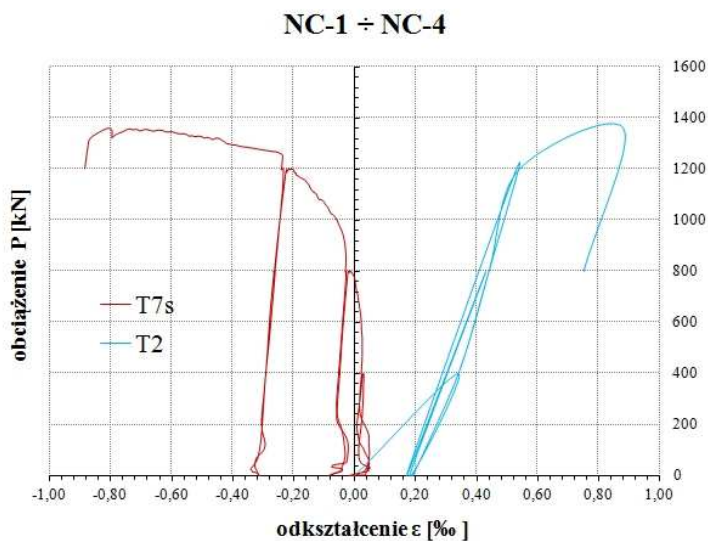
Charakterystyczne jest również zjawisko występowania odkształceń o różnych znakach. Przekroczenie umownej granicy plastyczności (2 ‰) wystąpiło jedynie w dwóch punktach pomiarowych środnika. W środniku dopiero siła $P = 1200 \text{ kN}$ wywołała odkształcenia 3,22 ‰ w punkcie T9 i 3,47 ‰ w punkcie T7. W pasach górnych i dolnym odkształcenia nawet w momencie zniszczenia nie osiągnęły umownej granicy plastyczności (2 ‰).

Charakter pracy środnika w miejscu lokalizacji tensometru T2 wykazuje efekt rozciągania, natomiast po przeciwnej stronie osi symetrii belki, w miejscu występowania tensometru T7s, charakter pracy środnika wskazuje na pojawienie się naprężeń wywołujących ściskanie (rys. 3.44). Nie jest to odosobniony przypadek. Wynika to z falistego kształtu środnika.

Tab. 3.9. Odkształcenia poszczególnych punktów pomiarowych belki F1*)

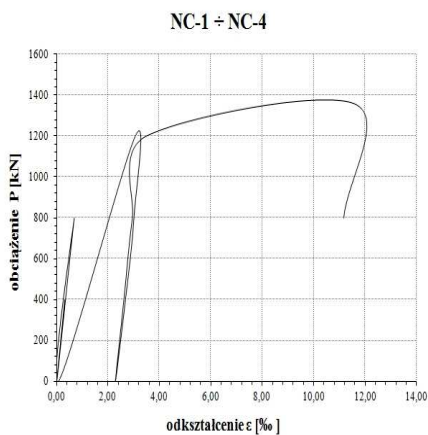
Podpora stała	Punkty pomiarowe	SIŁA		Podpora przesuwna	Punkty pomiarowe	SIŁA	
		1200 kN	1359,48 kN			1200 kN	1359,48 kN
		Odkształcenie w [%]				Odkształcenie w [%]	
X	T2	0,54	0,88	X	T7s	-0,240	-0,807
	T6	-0,14	-0,20		T4s	-0,026	-0,026
	T10	0,52	1,39		T1s	0,706	1,476
Z	T1	-1,05	-0,58	Z	T25	-0,13	0,4
	T5	0,45	0,76		T24	0,09	0,36
	T9	-3,22	-7,1		T23	-0,59	-0,54
Q	T4	-0,86	-1,66	Q	T9s	-1,874	-----
	T8	-1,12	-1,82		T6s	-----	-----
	T12	-1,46	-2,52		T3s	-0,878	-1,010
W	T3	0,47	1,73	W	T8s	1,744	-----
	T7	3,47	11,56		T5s	1,189	1,905
	T11	0,78	1,58		T2s	0,526	0,546
Stro na „A”	Punkty pomiarowe	1200 kN	1359,48 kN	Stro na „B”	Punkty pomiarowe	1200 kN	1359,48 kN
X	T21	-1,08	-1,17	X	T22	-1,10	-1,26
	T18	0,04	0,04		T29	-0,28	-0,31
	T16	0,01	0,01		----	----	----
	T14	-0,16	-0,18		T27	0,42	0,46
	T19	1,22	1,32		T20	1,47	1,59

*) lokalizacja tensometrów według rys. 3.20.

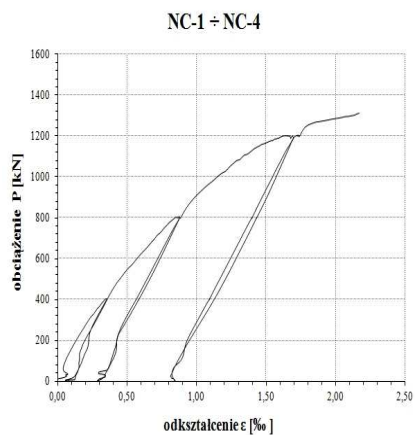


Rys. 3.44. Zależność P - ε w punkcie pomiarowym T2 i T7s

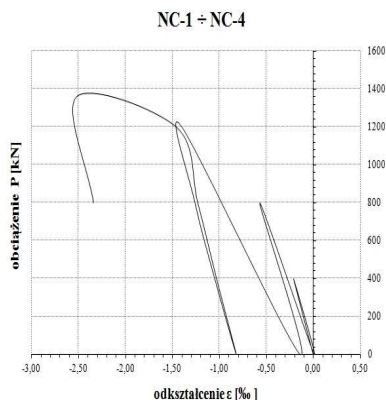
Wykresy zależności obciążenie – odkształcenie w środku na podstawie pomiarów doświadczalnych zostały przedstawione na rys. 3.45 ÷ 3.48.



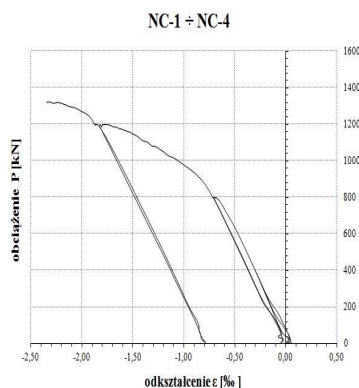
Rys. 3.45. Zależność P - ε w punkcie pomiarowym T7



Rys. 3.46. Zależność P - ε w punkcie pomiarowym T8s

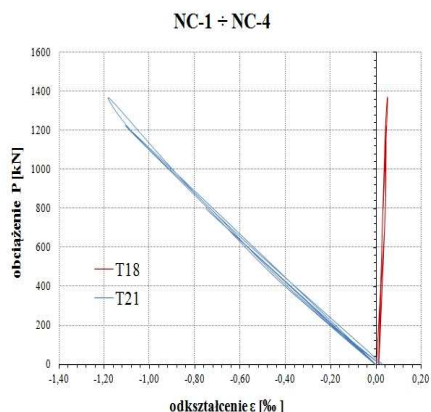


Rys. 3.47. Zależność P - ε w punkcie pomiarowym T12

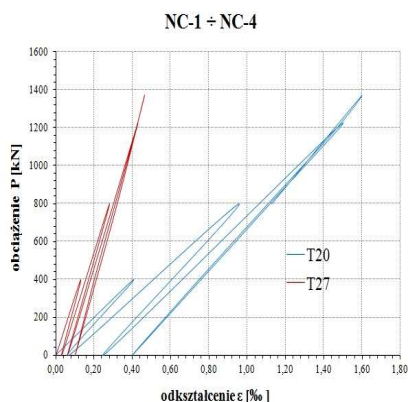


Rys. 3.48. Zależność P - ε w punkcie pomiarowym T9s

Zaprezentowano reprezentatywne wykresy siła - odkształcenie w punktach pomiarowych, dla których odnotowano największe wartości. Umowna granica plastyczności, występująca przy wartości 0,2 % odkształcenia trwałego, pojawiła się w pierwszej kolejności w środku blachownicy. Na wykresie przedstawionym na rys. 3.45. można dostrzec osiągnięcie tego pułapu już na poziomie około 60 % obciążenia granicznego. Z badań laboratoryjnych wynika również, że linia załomu plastycznego jaka wytworzyła się w środku jest zgodna z trajektoriami naprężeń głównych występujących na linii „siła – podpora”.



Rys. 3.49. Zależność P - ε w punkcie pomiarowym T18 i T21

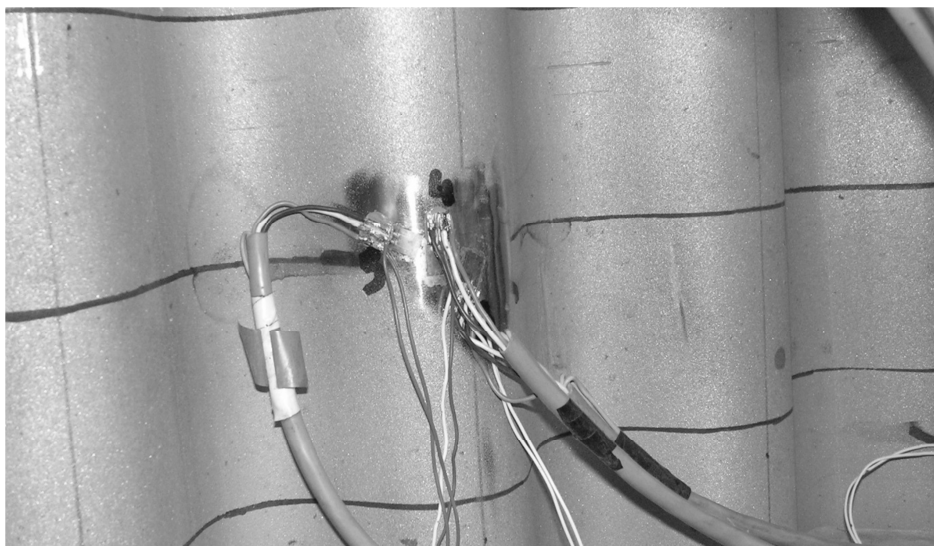


Rys. 3.50. Zależność P - ε w punkcie pomiarowym T20 i T27

Wykresy na rysunku 3.49. prezentują odkształcenia zarejestrowane przez tensometr T18 naklejony na środniku belki tuż pod pasem górnym w środku rozpiętości i tensometr T21 znajdujący się na powierzchni zewnętrznej pasa górnego. Zgodnie z założeniami w pasie górnym występowała siła ściskająca objawiająca się ujemnymi odkształceniami, natomiast w środniku w tej strefie odnotowano rozciąganie o znacznie mniejszej wartości. Kolejny rysunek 3.50. przedstawia wykresy odkształceń w punktach pomiarowych T27 zlokalizowanych na powierzchni środnika w pobliżu pasa dolnego i w punkcie pomiarowym T20 znajdującym się na powierzchni zewnętrznej pasa dolnego. W tym przypadku występuje znak dodatni odkształcenia mówiący o rozciąganiu obydwu elementów, lecz rozbieżność pomiarów jest również wysoka jak w przypadku tensometrów T18 i T21. Świadczy to o przenoszeniu momentów zginających bezpośrednio przez pasy.

3.5.1.2.2 Belka F2

Podobnie jak w przypadku belki F1 wykonano zestawienie wyników z tensometrów symetrycznie rozmieszczonych na belce F2 (tabela 3.10). Zauważalne jest, że nie w każdym przypadku odkształcenia np. dodatnie, w aspekcie pracy blachownicy z falistym środnikiem, są dodatnie po przeciwnej osi symetrii belki.



Rys. 3.51. Rozmieszczenia czujników tensometrycznych w obrębie jednego miejsca pomiarowego dla belki F2

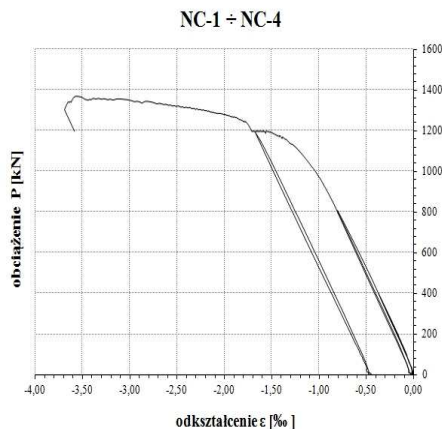
Tab. 3.10. Odkształcenia poszczególnych punktów pomiarowych belki F2 *)

Podpora	Punkty pomiarowe	SIŁA		Podpora	Punkty pomiarowe	SIŁA	
		1200 kN	1360,49 kN			1200 kN	1360,49 kN
		Odkształcenie w [%]				Odkształcenie w [%]	
X	T9	-0,99	-1,06	X	T9s	0,202	0,194
Z	T4	-3,55	-9,81	Z	T4s	0,001	0,018
	T7	-0,29	-0,09		T7s	-0,615	-1,447
Q	T2	2,76	9,31	Q	T2s	-1,716	-3,378
	T5	3,75	8,93		T5s	-1,607	-3,785
	T8	1,01	2,47		T8s	-0,904	-1,863
W	T1	-1,44	-3,31	W	T1s	0,273	0,456
	T3	0,18	0,60		T3s	2,537	-----
	T6	-1,80	-15,06		T6s	2,128	-----

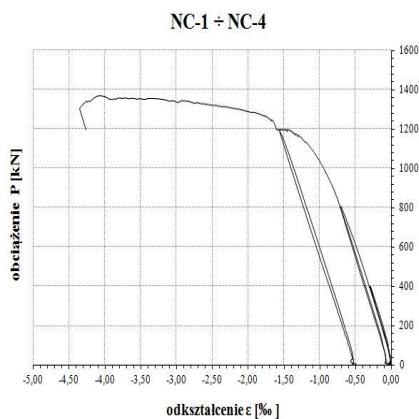
*) lokalizacja tensometrów według rys.3.21.

Różnice wynikają również w znakach w porównaniu z belką F1. Przyczyna tego zjawiska znajduje się w lokalizacji punktów pomiarowych. Istotne jest czy tensometr znajduje się na szczycie fali lub jej spodzie.

Wykresy zależności obciążenie – odkształcenie w środku, na podstawie pomiarów, zostały przedstawione na rysunkach 3.52 i 3.53.



Rys. 3.52. Zależność $P-\varepsilon$ w punkcie pomiarowym T2s



Rys. 3.53. Zależność $P-\varepsilon$ w punkcie pomiarowym T5s

Porównując wyniki z rysunku 3.52 z rysunkiem 3.53 lokalizacji tensometrów zaobserwowano, (podobnie jak w przypadku belki F1) przekroczenie umownej granicy plastyczności tensometrów znajdujących się na linii „siła – podpora”.

3.5.1.3 Opis postaci zniszczenia

Belki F1 i F2 uległy zniszczeniu przy porównywalnej wartości siły obciążającej $P=1360$ kN. Formy zniszczenia belek F1 i F2 były podobne. Na rys. 3.54 pokazano formę zniszczenia belki F1. Utrata nośności wystąpiła w sposób nagły w strefie występowania największego momentu zginającego i dużej siły poprzecznej. Utrata nośności nastąpiła w skutek utraty stateczności powodującej powstanie linii załomu plastycznego w środku. Kąt pochylenia rozpatrywanego pasma wynosił około 35° (pomiaru dokonano *in situ*).



Rys. 3.54. Obraz zniszczenia belki F1

3.5.1.4 Wnioski z badań etapu pierwszego

Ugięcia globalne belki, mierzone w strefie pasa dolnego różniły się o 15 % dla belki F1 i belki F2. Osiągnięcie przegubu plastycznego wystąpiło równomiernie, dla obydwu badanych elementów próbnych, na poziomie $85 \div 88$ % siły niszczącej.

Przemieszczenie pasa dolnego następowało szybciej i przybierało większą wartość po jednej stronie osi symetrii belki. Punkty te znajdowały się po stronie osi symetrii przekroju poprzecznego, gdzie odległość od krawędzi pasa do środka była większa.

Odształcenia pojawiające się w środku, w strefie gdzie występują największe momenty zginające, przyjmują znacznie mniejszą wartość w stosunku do odkształceń odnotowanych na zewnętrznych powierzchniach pasów. To spostrzeżenie dowodzi, że moment zginający przenoszone są przez pasy.

Największe odkształcenia zostały odnotowane na linii „siła - podpora”. Przekroczenie umownej granicy plastyczności nie spowodowało natychmiastowego zniszczenia belki.

3.5.2 Etap drugi

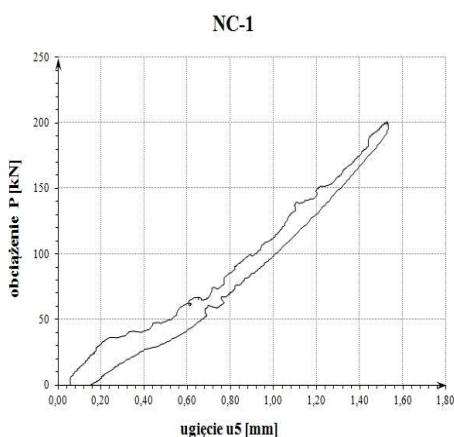
Etap drugi obejmował pomiar przemieszczeń (ugięć) globalnych modelu badawczego, pomiar wzajemnych przemieszczeń belki stalowej i płyty żelbetowej oraz pomiar odkształceń występujących w pasach i środku. Podczas etapu drugiego zniszczono cztery belki zespolone z płytą żelbetową.

3.5.2.1 Wyniki pomiaru ugięć

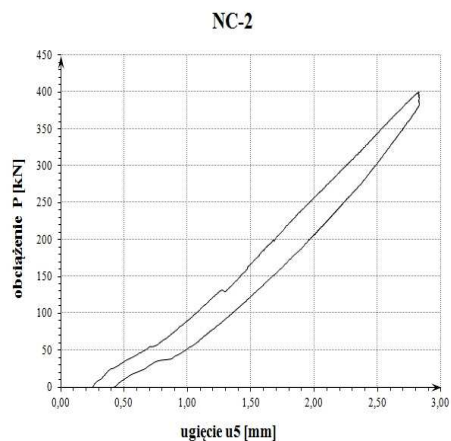
Pomiaru ugięć dokonywano poprzez pomiar przemieszczenia dolnej powierzchni pasa dolnego.

3.5.2.1.1 BELKA 1ZB

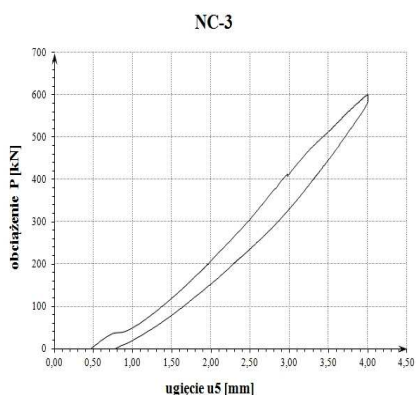
Belka poddana badaniu jako pierwsza została obciążona i odciążona w 8 cyklach. Wyznaczono 5 punktów pomiarowych. Największe przemieszczenie w płaszczyźnie pionowej osi belki zanotowano pod jedną z sił obciążających.



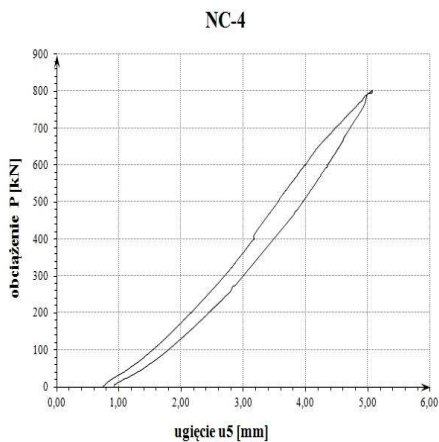
Rys. 3.55. Zależność $P-u$ dla cyklu NC-1 w punkcie pomiarowym C5



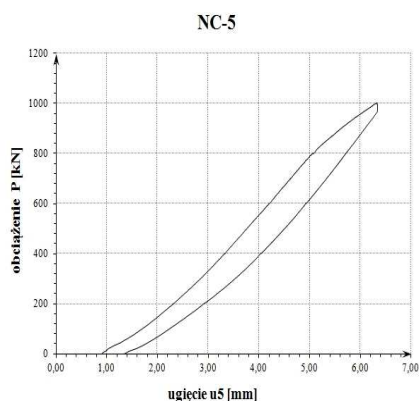
Rys. 3.56. Zależność $P-u$ dla cyklu NC-2 w punkcie pomiarowym C5



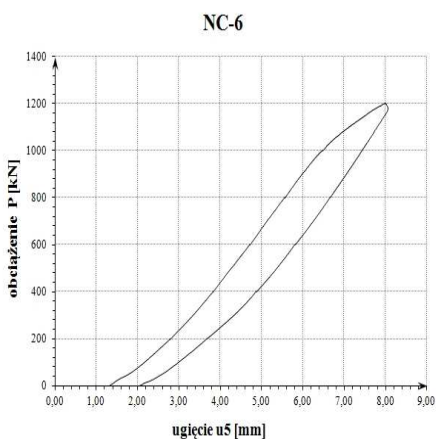
Rys. 3.57. Zależność $P-u$ dla cyklu NC-3 w punkcie pomiarowym C5



Rys. 3.58. Zależność $P-u$ dla cyklu NC-4 w punkcie pomiarowym C5

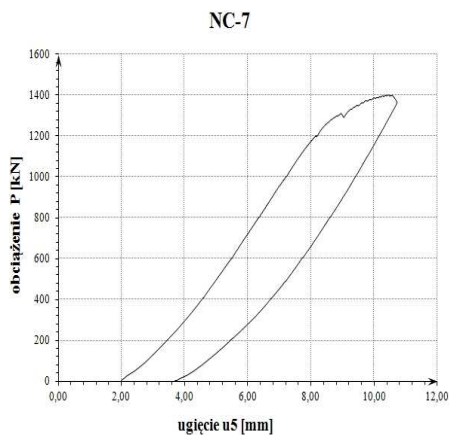


Rys. 3.59. Zależność $P-u$ dla cyklu NC w punkcie pomiarowym C5

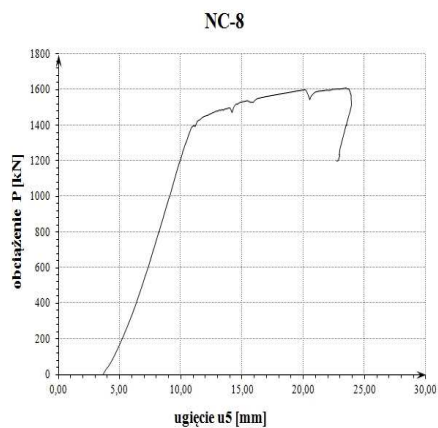


Rys. 3.60. Zależność $P-u$ dla cyklu NC-6 w punkcie pomiarowym C5

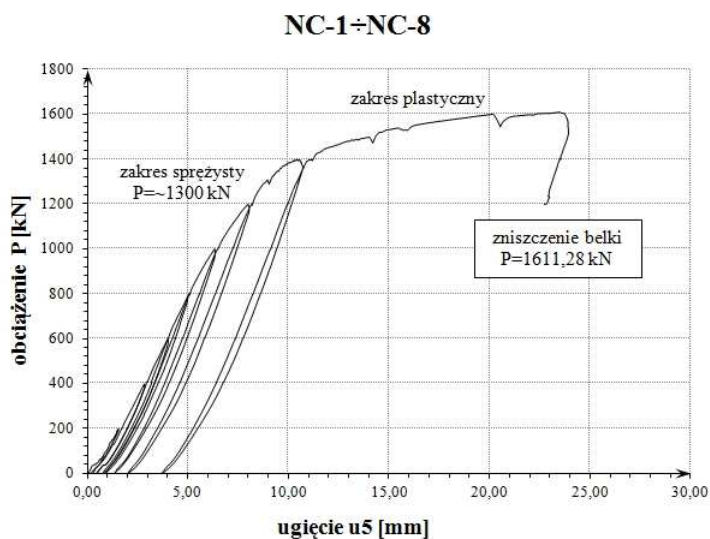
Po przekroczeniu wartości 1300 kN odpowiadającej 80 % siły granicznej w 7 cyklu obciążenia nastąpiła nieliniowość ścieżki równowagi. W cyklu tym obciążenie maksymalne wynosiło 1400 kN co skutkowało wystąpieniem obszaru o nieliniowym charakterze pracy i w rezultacie powstaniem przemieszczenia trwałego 1,8 mm w chwili odciążenia.



Rys. 3.61. Zależność $P-u$ dla cyklu NC-7 w punkcie pomiarowym C5



Rys. 3.62. Zależność $P-u$ dla cyklu NC-8 w punkcie pomiarowym C5



Rys. 3.63. Zależność $P-u$ dla całości obciążenia w 8 cyklach.

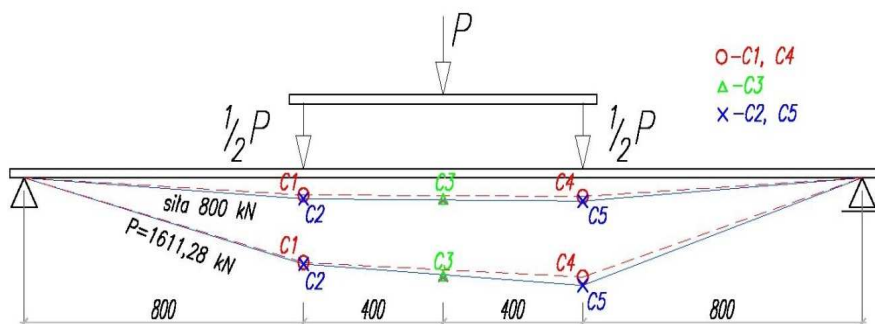
Proces pojawienia się przegubu plastycznego odnotowano przy poziomie wyężenia około 87 %. Nie jest on tak wyraźny jak w przypadku blachownic pozbawionych usztywnienia pasa górnego.

Tab. 3.11. Przeszyszczenia poszczególnych punktów pomiarowych dla belki 1ZB *)

SIŁA [kN]	Ugięcie [mm]				
	C1	C2	C3	C4	C5
800,00	3,74	4,58	5,01	4,08	5,08
1400,00	8,34	9,50	10,00	9,04	10,45
1611,28	18,50	18,84	21,86	21,68	23,52

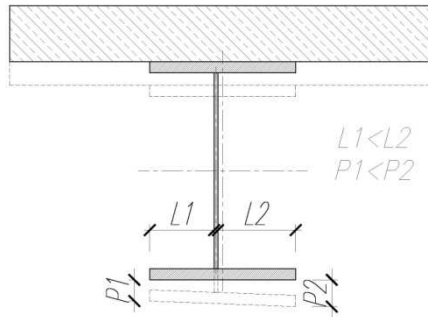
*) lokalizacja czujników według rys. 3.25.

Według tabeli 3.11 na poziomie 50 % siły granicznej zauważalne jest już pojawienie się większej wartości przeszczeń pasa dolnego pod jedną z sił obciążających (rys. 3.64).



Rys. 3.64. Wykres ugięcia wzdłuż belki 1ZB

Rozpatrując przeszczenie pas dolnego w płaszczyźnie przekroju poprzecznego charakterystyczne jest powstawanie przeszczeń o mniejszej wartości w miejscu styku pasa ze środkiem (rys. 3.65). Proces ten przebiega liniowo w całym zakresie obciążenia.



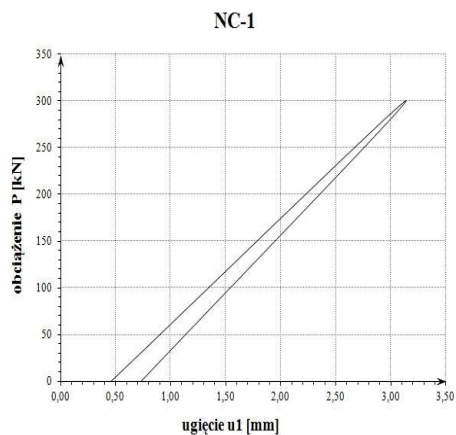
Rys. 3.65. Przesunięcie pasa dolnego w płaszczyźnie przekroju poprzecznego

3.5.2.1.2 Belka 2ZB

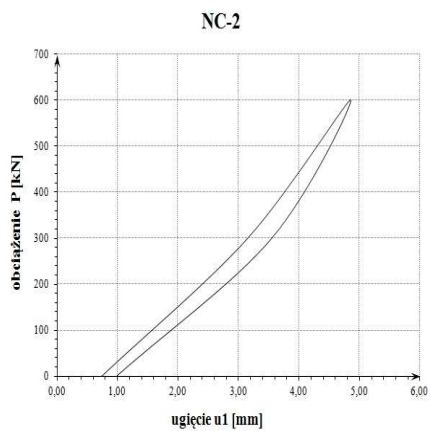
Brak wyników ze względu na niezamierzone zniszczenie belki w trakcie prowadzonych badań przed zakończeniem procesu obciążania.

3.5.2.1.3 Belka 3ZB

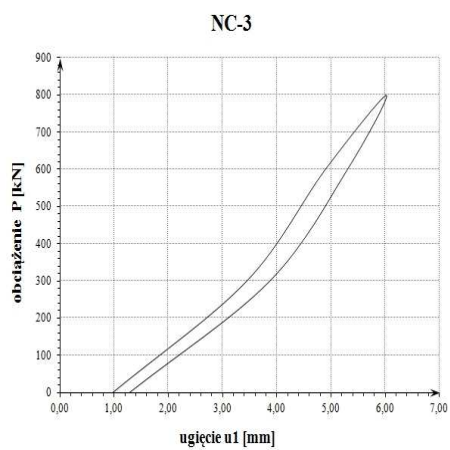
Belka 3ZB została wyposażona w czujniki indukcyjne dokonujące pomiaru w trzech punktach pomiarowych. Wszystkie punkty pomiarowe znajdowały się w płaszczyźnie pionowej wyznaczonej przez oś belki. Niezmiennie w stosunku do poprzednich badań pomiaru dokonywano pod siłami obciążającymi element próbny i w środku rozpiętości belki. Pomiaru przemieszczeń pionowych pasa dolnego dokonywano do wyężenia około 87 %. Po odciążeniu do wartości zerowej zdemontowano urządzenia pomiarowe co uniemożliwiło dokonania odczytów przy wartości obciążenia granicznego wynoszącego 1650 kN. W badanym zakresie obciążenia odnotowano największe przemieszczenia w punkcie pomiarowym C1 znajdującym się pod jedną z sił obciążających. Wyniki zaprezentowano na poniższych wykresach.



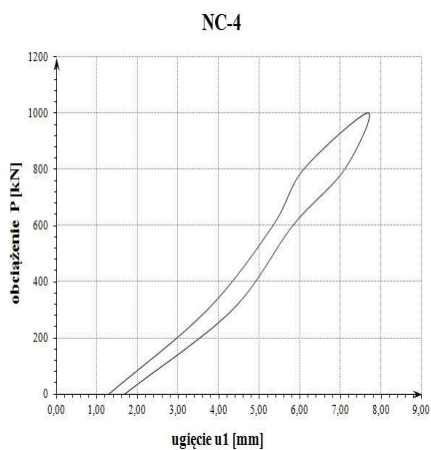
Rys. 3.66. Zależność $P-u$ dla cyklu NC-1 w punkcie pomiarowym C1



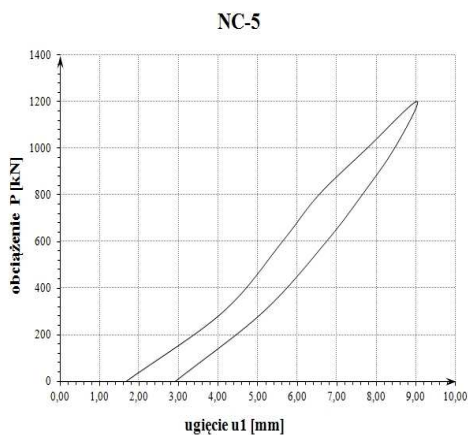
Rys. 3.67. Zależność $P-u$ dla cyklu NC-2 w punkcie pomiarowym C1



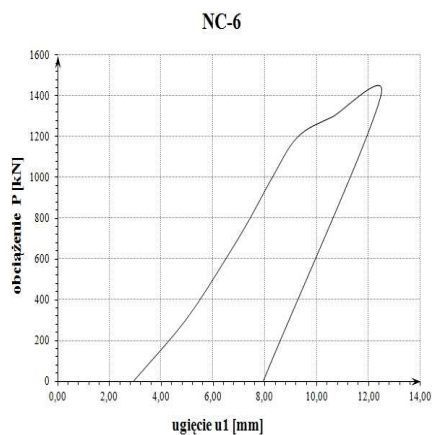
Rys. 3.68. Zależność $P-u$ dla cyklu NC-3 w punkcie pomiarowym C1



Rys. 3.69. Zależność $P-u$ dla cyklu NC-4 w punkcie pomiarowym C1

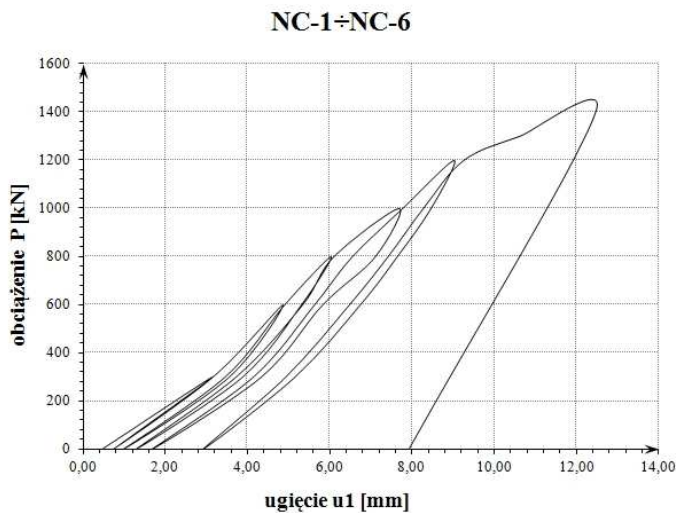


Rys. 3.70. Zależność $P-u$ dla cyklu NC-5 w punkcie pomiarowym C1



Rys. 3.71. Zależność $P-u$ dla cyklu NC-6 w punkcie pomiarowym C1

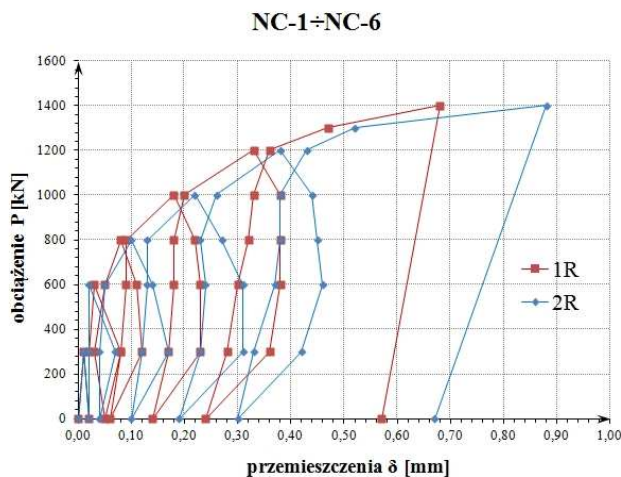
Wyniki pomiarów przemieszczeń potwierdziły występowanie zależności liniowej do cyklu NC-5. Odczytu ugięć dokonywano z większymi krokami co przekłada się na mniej dokładne wykresy.



Rys. 3.72. Zależność $P-u$ dla całości obciążenia w 6 cyklach

Po przekroczeniu wartości 1400 kN nastąpiły trwałe przemieszczenia o znacznie większej wartości w stosunku do cykli poprzednich. Tak duże przemieszczenie trwałe mogło być wywołane utratą zespolenia płyty żelbetowej z pasem blachownicy lub zarysowaniem betonu.

Na rys. 3.73 na którym zaprezentowano zależność przemieszczenie - obciążenie płyty żelbetowej w stosunku do pasa dźwigara. Po przekroczeniu wartości 1200 kN zaobserwowano nagły wzrost wartości przemieszczenia.



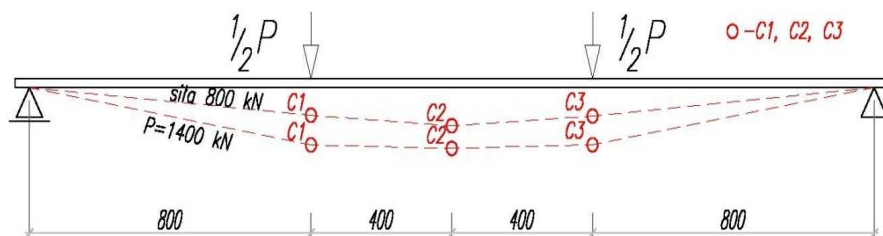
Rys. 3.73. Zależność P - δ dla cykli 1÷6

Tab. 3.12. Przeszacowania poszczególnych punktów pomiarowych dla belki 3ZB *)

SIŁA [kN]	Ugięcie [mm]		
	C1	C2	C3
800,00	6,03	8,31	6,20
1400,00	12,46	13,22	12,43
1650	----	----	----

*) lokalizacja czujników według rys. 3.26.

W przypadku analizy przemieszczeń pasa dolnego dźwigara posiadającego cechowanie 3ZB zauważalne jest zbliżone co do wartości przemieszczenie zgodnie z tabelą 3.12 i rys. 3.74. W punktach pomiarowych występujących bezpośrednio pod działaniem siły obciążającej różnica mieści się w granicach około 3 %. Proces obciążania belki 3ZB w rezultacie zwiększył wartość ugięcia w stosunku do wcześniej badanego elementu próbnego. W zakresie sprężystym i poza sprężystym różnica ta wynosiła ponad 25 %.



Rys. 3.74. Wykres ugięcia wzdłuż belki 3ZB

3.5.2.1.4 Belka 4ZB

Wyniki przemieszczeń pionowych pasa dolnego jak również przemieszczeń płyty żelbetowej względem pasa górnego blachownicy są zbieżne z wynikami otrzymanymi podczas prowadzonych badań belki 3ZB. Rezultaty zostały przedstawione w formie wykresów w załączniku niniejszej pracy.

3.5.2.2 Wyniki pomiaru odkształceń (naprężeń)

Belki posiadające zespolenie pasa górnego z płytą żelbetową wyposażone były w tensometry zlokalizowane w tych samych punktach pomiarowych co w belce F2 etapu pierwszego. Liczba tensometrów również była podobna.

3.5.2.2.1 Belka 1ZB

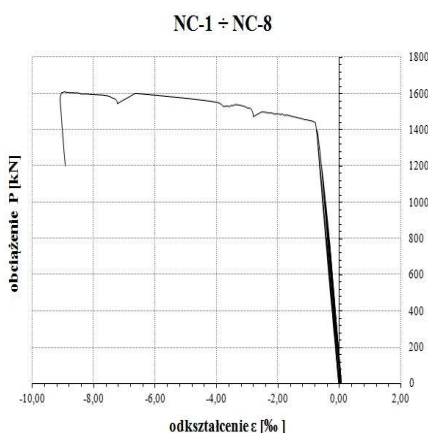
Dla belki 1ZB punkty pomiaru odkształcenia znajdowały się po stronie „B” belki środnika (patrz rys. 3.25.). Taką samą lokalizację zastosowano w przypadku belki F2.

Tab. 3.13. Odkształcenia poszczególnych punktów pomiarowych belki 1ZB *)

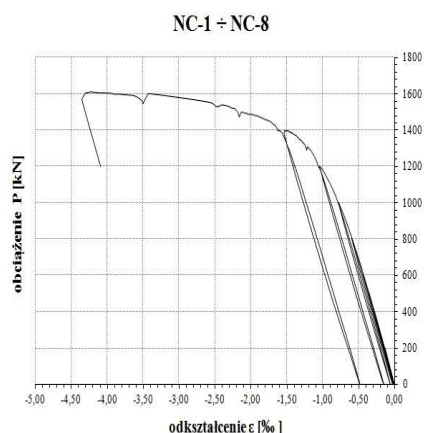
Podpora	Punkty pomiarowe	SIŁA		Podpora	Punkty pomiarowe	SIŁA	
		1400 kN	1611,27 kN			1400 kN	1611,27 kN
		Odkształcenie w [%]				Odkształcenie w [%]	
X	T9	-----	-----	X	T18	0,23	0,64
Z	T4	-0,07	-0,24	Z	T13	-0,14	0,33
	T7	-2,71	-4,87		T16	-1,36	-2,59
Q	T2	-1,11	-2,06	Q	T11	-1,69	-7,18
	T5	-0,75	-8,96		T14	-1,51	-4,24
	T8	-0,56	-0,83		T17	-0,86	-1,75
W	T1	0,54	1,10	W	T10	0,90	2,85
	T3	1,20	1,76		T12	1,99	8,34
	T6	0,36	0,62		T15	-0,27	0,03

*) lokalizacja tensometrów według rys. 3.25.

Podczas tego etapu badań, belka wykazywała odkształcenia na linii „siła – podpora” o największej wartości. Kierunek ten opisany jest w tabeli 3.13. symbolem Q. Tensometry znajdujące się na kierunku prostym do linii „siła - podpora” również odnotowały znaczne wartości odkształceń. Nagły przyrost tych wartości nastąpił po przekroczeniu 87 % wartości granicznej obciążenia.



Rys. 3.75. Zależność P - ϵ w punkcie pomiarowym T5



Rys. 3.76. Zależność P - ϵ w punkcie pomiarowym T14

Rysunki 3.75. i 3.76. przedstawiają wykresy P - ϵ dla tensometrów umieszczonych w połowie wysokości średnika na linii „siła – podpora”. W panelu znajdującym się w pobliżu podpory nieprzesuwnej, element pomiarowy wykazywał liniowość wykresu do chwili uzyskania obciążenia w wysokości 1440 kN. Przekroczenie tej wartości skutkowało bardzo szybkim wzrostem odkształcenia.

Po przeciwnej stronie osi symetrii, w panelu znajdującym się w pobliżu podpory przesuwnej, trwałe odkształcenia pojawiły się po przekroczeniu siły 1200 kN. Dalszy wzrost siły obciążającej powodował również przyrost odkształceń w bardzo szybki sposób.

3.5.2.2.2 Belka 2ZB

Brak wyników ze względu na niezamierzone zniszczenie belki w trakcie prowadzonych badań przed zakończeniem procesu obciążania.

3.5.2.2.3 Belka 3ZB

Trzecią w kolejności belkę drugiego etapu wyposażono w tensometry zlokalizowane po przeciwnej stronie osi symetrii dźwigara (strona „A”) w stosunku do belki 1ZB. Wyniki pomiarów tensometrycznych zestawiono również w formie tabeli.

Tab. 3.14. Odształcenia poszczególnych punktów pomiarowych belki 3ZB *)

Podpora	Punkty pomiarowe	SIŁA		Podpora	Punkty pomiarowe	SIŁA	
		1400 kN	1650 kN			1400 kN	1650 kN
		Odształcenie w [%o]				Odształcenie w [%o]	
X	T9	0,41	0,51	X	T18	0,05	-----
Z	T4	0,17	-----	Z	T13	0,47	-----
	T7	-0,70	-0,81		T16	-0,15	-0,07
Q	T2	-----	-----	Q	T11	-2,11	-----
	T5	-3,04	-----		T14	-2,44	-7,03
	T8	-1,37	-1,93		T17	-1,33	-1,72
W	T1	3,74	-----	W	T10	2,56	2,77
	T3	2,43	-----		T12	-----	-----
	T6	0,22	-----		T15	0,20	-0,51

*) lokalizacja tensometrów według rys. 3.26.

Z przyczyn nieznanych od wykonawcy badań, po przekroczeniu 85 % siły niszczącej nastąpiło uszkodzenie wielu tensometrów przymocowanych do powierzchni belki co uniemożliwiło przedstawienia pełnego obrazu wielkości odkształceń w chwili działania obciążenia niszczącego. Dokonano jednak pomiaru wielkości odkształceń na poziomie 1400 kN. Badania potwierdziły występowanie największych odkształceń na linii „siła – podpora” oraz w kierunku prostym do tej linii. Z tabeli 3.14 wynika, że miejsca pomiarowe wykazują przekroczenie 0,2 % odkształcenia na niższym poziomie obciążenia.

3.5.2.2.4 Belka 4ZB

Belka 4ZB traktowana była jako belka porównawcza a wyniki otrzymane w procesie badań eksperymentalnych zostały umieszczone w załączniku.

3.5.2.3 Opis postaci zniszczenia

Najbardziej widoczna forma zniszczenia belki dotyczyła belki 3ZB. Podczas całego zakresu pracy nie zaobserwowano wyraźnych deformacji części stalowej blachownicy. Jedynie w betonie czyli w strefie ściskanej modelu pojawiały się drobne rysy. Obraz zniszczenia wyraźnie demonstruje utratę stateczności globalnej środnika według terminologii języka z dziedziny dźwigarów ze środnikami fałdowymi. Widoczne jest zanikanie form niestateczności poszczególnych fałd w kierunku końca belki.



a)



b)

Rys. 3.77. Obraz zniszczenia belki posiadającej środnik falisty zespolonej z pasem blachownicy: a) środnik w widoku; b) widok wzdłuż belki

3.5.2.4 Wnioski z badań etapu drugiego

Poziom przemieszczeń pionowych belki w zakresie sprężystym na niskim poziomie około 20 % w stosunku do ugięć podczas występowania siły granicznej, co świadczy o dużej sztywności belek.

Najszybszy przyrost wartości odkształceń jak również największe ich wartości znajdują się na linii „siła – podpora” i prostopadle do niej. Zjawisko to odwzorowuje się w postaci zniszczenie próbki.

Utrata nośności wystąpiła w strefach skrajnych belki, czyli w polach gdzie siła poprzeczna osiąga największą wartość a moment zginający zanika ku podporze. Największe deformacje widoczne są w przekroju poprzecznym belki najbliższym przyłożenia siły obciążającej. Świadczy to o utracie nośności na skutek występowania dużego momentu zginającego i jednocześnie występującej siły poprzecznej.

Płyta żelbetowa nie była w stanie na tyle zwiększyć pola działania obciążenia aby uniknąć koncentracji naprężeń, w środku na styku z pasem, powodujących powstawanie dużych wartości odkształceń. Znaczne zwiększenie pola docisku siły obciążającej, działającej na płytę żelbetową, zmniejszyło wartości odkształceń w środku belki stalowej.

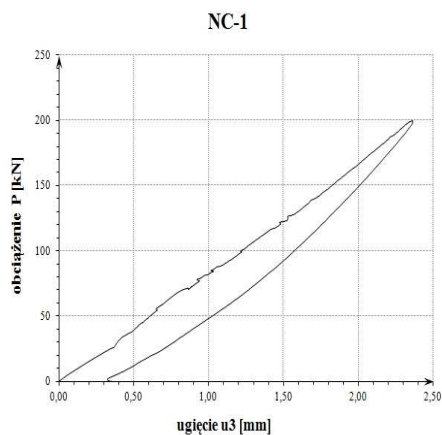
3.5.3 Etap trzeci

Etap trzeci obejmował badania laboratoryjne prowadzone na jednym elemencie próbnym. Była to belka stalowa ze środkiem z blachy płaskiej.

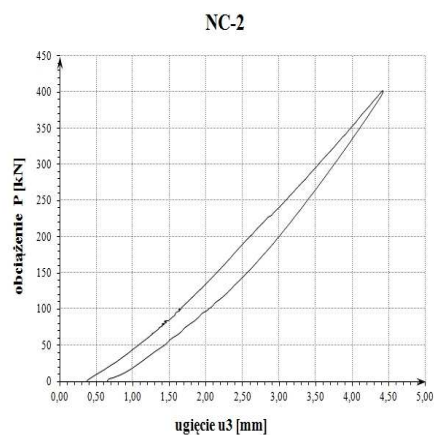
3.5.3.1 Wyniki pomiaru ugięć belki BP

Jednym z pomiarów jakich dokonywano w trakcie etapu trzeciego był pomiar przemieszczeń pasa dolnego. Ze względu na sposób usytuowania blachownicy na stanowisku badawczym, uniemożliwiającym ustawienie czujników indukcyjnych pod elementem badawczym, pomiaru ugięć dokonano poprzez pomiar górnej powierzchni pasa dolnego.

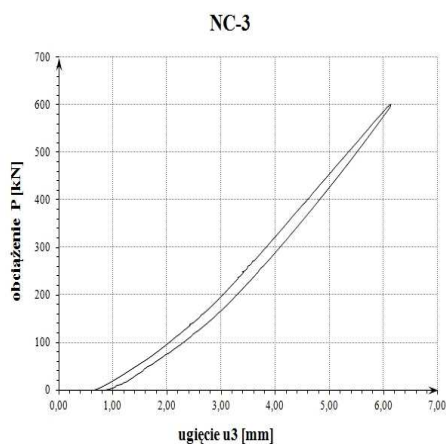
Największa wartość ugięć zarejestrowano w punkcie pomiarowym C3.



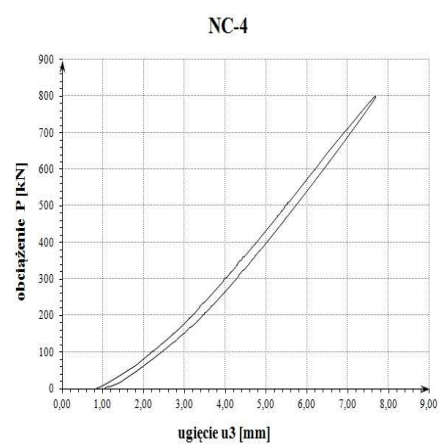
Rys. 3.78. Zależność $P-u$ dla cyklu NC-1 w punkcie pomiarowym C3



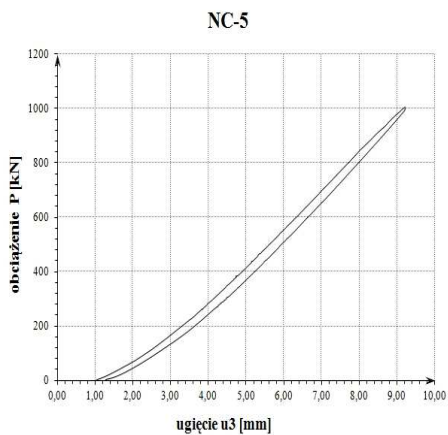
Rys. 3.79. Zależność $P-u$ dla cyklu NC-2 w punkcie pomiarowym C3



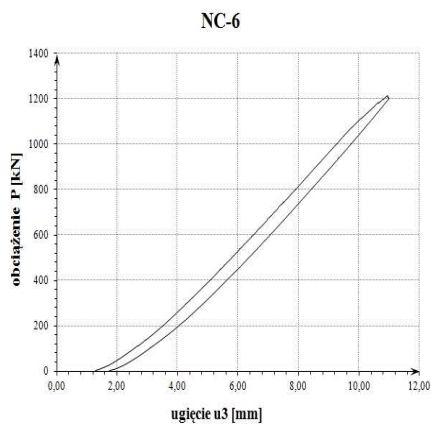
Rys. 3.80. Zależność $P-u$ dla cyklu NC-3 w punkcie pomiarowym C3



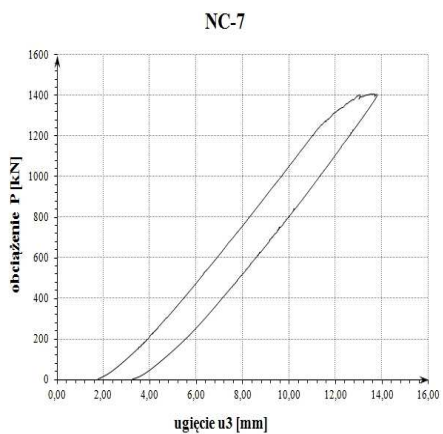
Rys. 3.81. Zależność $P-u$ dla cyklu NC-4 w punkcie pomiarowym C3



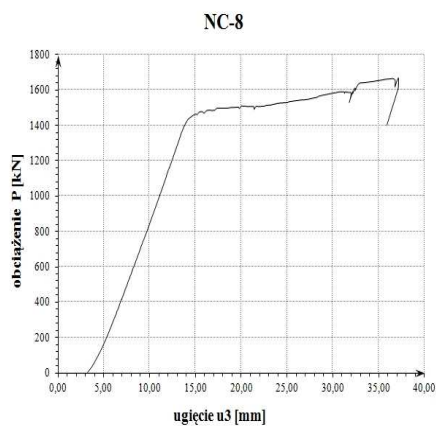
Rys. 3.82. Zależność $P-u$ dla cyklu NC-5 w punkcie pomiarowym C3



Rys. 3.83. Zależność $P-u$ dla cyklu NC-6 w punkcie pomiarowym C3

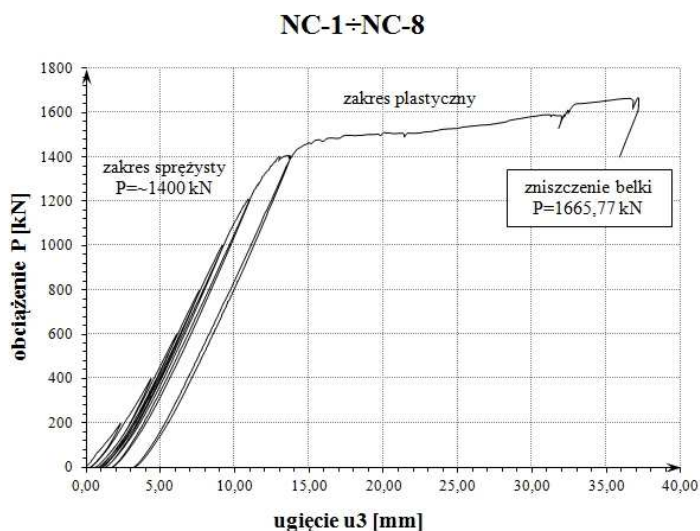


Rys. 3.84. Zależność $P-u$ dla cyklu NC-7 w punkcie pomiarowym C3



Rys. 3.85. Zależność $P-u$ dla cyklu NC-8 w punkcie pomiarowym C3

Wyniki pomiarów przemieszczeń określiły występowanie zależności liniowej do wartości 1400 kN. Siła obciążająca występująca przy tej wartości stanowiła 84 % siły niszczącej. Do poziomu 72 % obciążenia granicznego, przesunięcie pętli histerezy odbywało się cyklicznie o wartość około $0,8 \div 1,0$ mm, natomiast w dalszym etapie procesu obciążania nastąpiło trwałe przemieszczenie o wartości 1,5 mm. Kolejny cykl doprowadził do zniszczenia elementu próbnego.



Rys. 3.86. Zależność $P-u$ dla całości obciążenia w 8 cyklach.

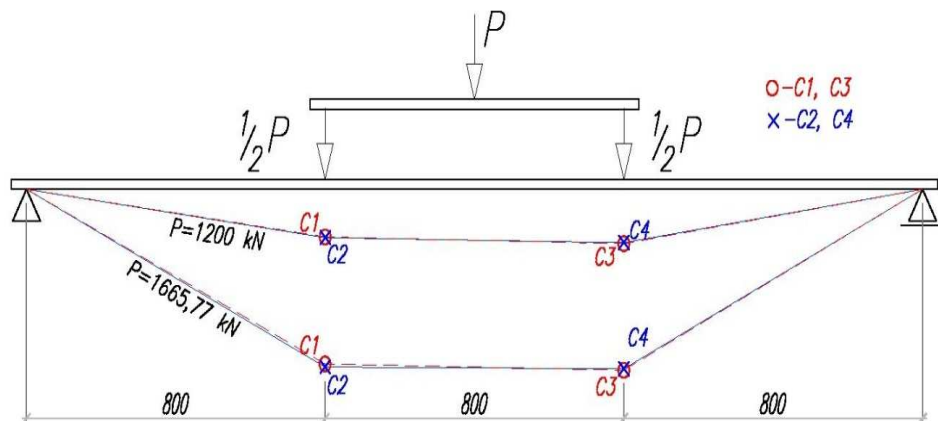
Zniszczenie belki BP nastąpiło po osiągnięciu siły maksymalnej o wartości 1665,77 kN. Wartość ugięcia dla obciążenia granicznego wynosiła 36,54 mm.

Tab. 3.15. Przemieszczenia poszczególnych punktów pomiarowych dla belki BP *)

SIŁA [kN]	Ugięcie [mm]			
	C1	C2	C3	C4
1200	9,64	9,78	10,99	10,78
1400	12,43	12,53	13,71	13,57
1665,77	35,30	35,90	36,54	36,29

*) lokalizacja czujników według rys. 3.28.

Belka tradycyjna, posiadająca łożysko z blachy płaskiej, wykazywała znaczny wzrost ugięć w płaszczyźnie pionowej. Efekt ten pojawił się jeszcze przed osiągnięciem zakresu sprężystego pracy konstrukcji co przedstawiają wartości liczbowe zestawione w tabeli 3.15 i na rys. 3.87.



Rys. 3.87. Wykres ugięcia wzdłuż belki BP

3.5.3.2 Wyniki pomiaru odkształceń belki BP

Blachownicę etapu trzeciego wyposażono w tensometry elektrooporowe w ilości takiej samej jak w przypadku belki F2. Rozmieszczenie punktów pomiaru odkształcenia również powtórzono za belką drugą etapu pierwszego.

Z tabeli 3.16. wynika, że tensometry w belce BP wykazywały odkształcenia ujemne na linii „siła - podpora” a dodatnie prostopadłe do tej linii, co jest zgodne z teoretycznym układem naprężeń głównych.

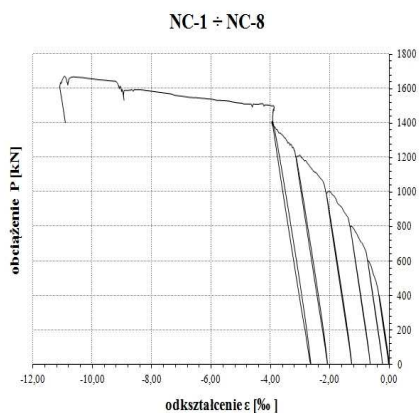
W zakresie pracy sprężystej ustroju dostrzegalne są obszary, w których odkształcenia przekraczają umowną granicę plastyczności. W trakcie wystąpienia siły niszczącej, punkty pomiarowe w których zlokalizowano tensometry, przejawiały odkształcenia na poziomie dużo wyższym niż określa to umowna granica plastyczności.

Na linii „siła – podpora” w pobliżu sił skupionych, odkształcenia trwałe pojawiają się od początku procesu obciążania. Wynik ten przedstawiają wykresy umieszczone na rysunkach 3.88 i 3.89.

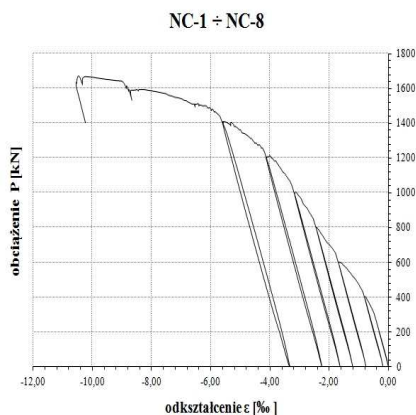
Tab. 3.16. Odształcenia poszczególnych punktów pomiarowych belki BP *)

Podpora stała	Punkty pomiarowe	SIŁA		Podpora przesuwna	Punkty pomiarowe	SIŁA	
		1200 kN	1665 kN			1200 kN	1665 kN
		Odształcenie w [‰]				Odształcenie w [‰]	
X	T9	-1,09	3,37	X	T18	-0,50	3,69
Z	T4	0,16	1,68	Z	T13	-0,08	-0,29
	T7	-1,39	-4,04		T16	-1,16	-2,62
Q	T2	-3,14	-10,65	Q	T11	-1,71	-6,90
	T5	-0,86	-14,58		T14	-0,85	-14,98
	T8	-4,14	-10,23		T17	-3,58	-9,18
W	T1	1,10	-----	W	T10	1,40	9,56
	T3	1,15	16,29		T12	1,01	16,37
	T6	3,25	13,62		T15	2,87	12,83

*) lokalizacja tensometrów według rys. 3.28



Rys. 3.88. Zależność P - ϵ w punkcie pomiarowym T2



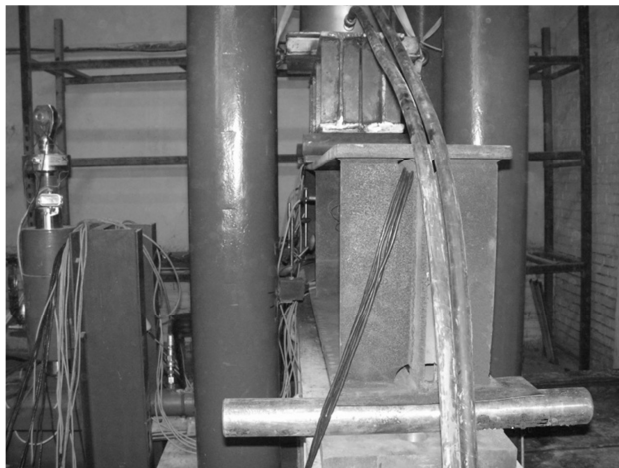
Rys. 3.89. Zależność P - ϵ w punkcie pomiarowym T8

3.5.3.3 Opis postaci zniszczenia

Podczas obciążania belki z płaskim środnikiem nie zaobserwowano zjawiska utraty stateczności ogólnej ustroju. Nie zaobserwowano również utraty stateczności miejscowej na żadnej z powierzchni poszczególnych elementów składowych blachownicy.



Rys. 3.90. Obraz zniszczenia belki BP w widoku



Rys. 3.91. Obraz zniszczenia belki BP – widok wzdłuż belki

3.5.3.4 Wnioski z badań etapu trzeciego

Blachownica spawana posiadająca płaski środnik poddana procesowi zginania w wyniku obciążania dwoma siłami skupionymi wykazywała sprężysty zakres pracy do wartości około 84 % obciążenia granicznego równego 1665,77 kN. Obciążenie na tym poziomie powodowało przemieszczenia pionowe pasa dolnego w granicach $35 \div 38$ % ugięcia całkowitego. Kolejny wzrost siły obciążającej powodował szybki przyrost ugięć do wartości maksymalnej 36,54 mm.

Przekroczenie umownej granicy plastyczności odnotowano najwcześniej w punkcie pomiarowym znajdującym się na środniku belki. Tensometry, które rejestrowały przekroczenie umownej granicy plastyczności również przyklejone były do środnika. Rozmieszczone symetrycznie względem osi symetrii belki, prezentowały taki sam charakter pracy pod względem znaku powstających odkształceń jak również pod względem odnotowanych wielkości.

Biorąc pod uwagę powyższe spostrzeżenia można powiedzieć, że o zniszczeniu belki nie decydowała więc globalna utrata stateczności, a uplastycznienie nastąpiło na skutek znacznych wartości odkształcenia w strefach skrajnych (końcach) środnika. Duże znaczenie odgrywały tu żebra usztywniające.

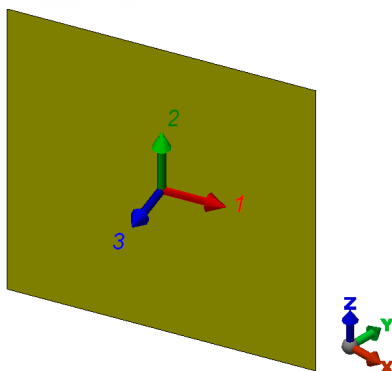
4 Symulacje komputerowe zachowania się blachownicy ze średnikiem falistym i blachownicy ze średnikiem płaskim

4.1 Analizowane typy konstrukcji

Analizie numerycznej, zrealizowanej w programie Autodesk Algor Simulation Professional 2010, podlegały dwa rodzaje modeli obliczeniowych. Pierwszym z nich była belka stalowa ze średnikiem z blachy falistej, natomiast drugim był konwencjonalny dźwigar stalowy ze średnikiem z blachy płaskiej. Model numeryczny, zarówno blachownicy ze średnikiem sinusoidalnym jak i ze średnikiem płaskim, został wykalibrowany w oparciu o wyniki badań doświadczalnych na modelach rzeczywistych, przeprowadzonych w ramach niniejszej pracy. Wyniki badań doświadczalnych, weryfikujące modele numeryczne, zostały przedstawione we wcześniejszych rozdziałach.

4.2 Opis modeli

Podczas modelowania zastosowano prawoskrętny, prostokątny, kartezjański układ współrzędnych zgodnie z rys. 4.1. Pierwsza oś układu współrzędnych wyznaczała kierunek wzdłuż osi belki. Przekrój poprzeczny blachownicy był równoległy do płaszczyzny wyznaczonej przez osie Y i Z globalnego układu współrzędnych.



Rys. 4.1. Lokalny i globalny układ współrzędnych

Dźwigar ze łożyskiem falistym opisano modelem powłokowym. W powierzchni środkowej pasów i w powierzchni środkowej falistego łożyska usytuowano powłoki. Rozstaw powłok pasa górnego i pasa dolnego wynosił 370 mm. Wymiar ten dotyczył także blachownicy wyposażonej w płaski łożysko, ze względu na stałą grubość pasów.

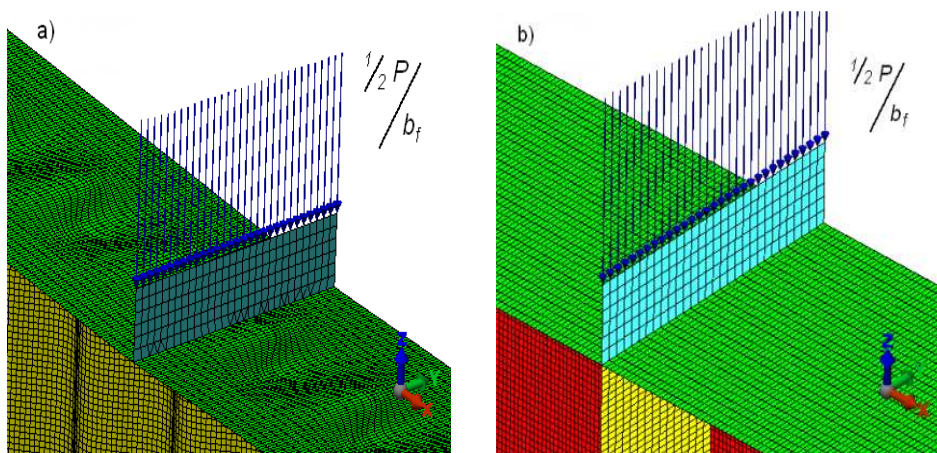
Program Autodesk Algor Simulation predestynuje bezpośrednią skojarzoną wymianę danych z dużą grupą programów klasy CAD. Dzięki tej możliwości, krzywą opisaną równaniem sinusoidy (4.1) utworzono w programie AutoCad 2010.

$$y(x) = A \cdot \sin\left(\frac{\pi \cdot x}{0,5 \cdot (2w)}\right), \quad (4.1)$$

gdzie: A – amplituda fali, $A = 25 \text{ mm}$,
 $2w$ – długość rzutu pojedynczej fali, $2w = 150 \text{ mm}$.

Utworzenie powłoki łożyska umożliwiło wczytanie sinusoidy w formie pliku dxf.

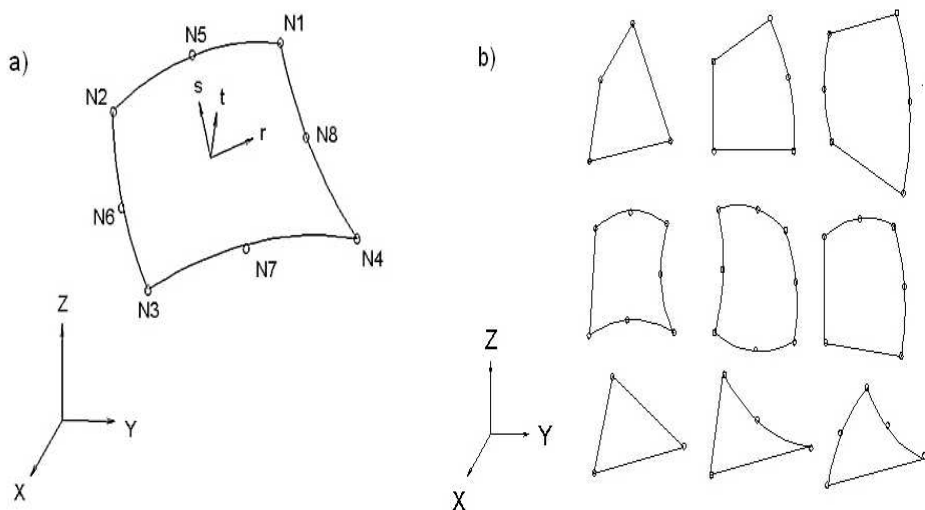
Za modelem rzeczywistym, w miejscach występowania podpór, wprowadzono żebra usztywniające o grubości 10 mm. W belce konwencjonalnej zastosowano dodatkowe żebra w miejscu występowania obciążenia. Żebra te zostały również zamodelowane w obliczeniach numerycznych. Każda z analizowanych konstrukcji była rozpatrywana jako swobodnie podparta i obciążona siłami skupionymi.



Rys. 4.2. Lokalizacja występującego obciążenia: a) dla dźwigara ze łożyskiem falistym; b) dla dźwigara ze łożyskiem płaskim

Warunki brzegowe zostały zdefiniowane w dolnym pasie w miejscu występowania żeber dla belki ze średnikiem falistym, dla belki ze średnikiem płaskim w miejscu występowania żeber skrajnych. Obciążenie zadeklarowano jako układ sił skupionych o wypadkowej $\frac{1}{2}P$, występujące na całej szerokości pasa, w odległości 800 mm od podpory. Dla belki ze średnikiem, płaskim płaszczyzna działania obciążenia pokrywała się z płaszczyzną żeber pośrednich. W celu odzwierciedlenia dużej sztywności elementu obciążającego dźwigary podczas badań laboratoryjnych, w modelach komputerowych zastosowano element powłokowy o równie dużej sztywności, za pośrednictwem którego przekazywano obciążenie na pas blachownicy (por. rys 4.2).

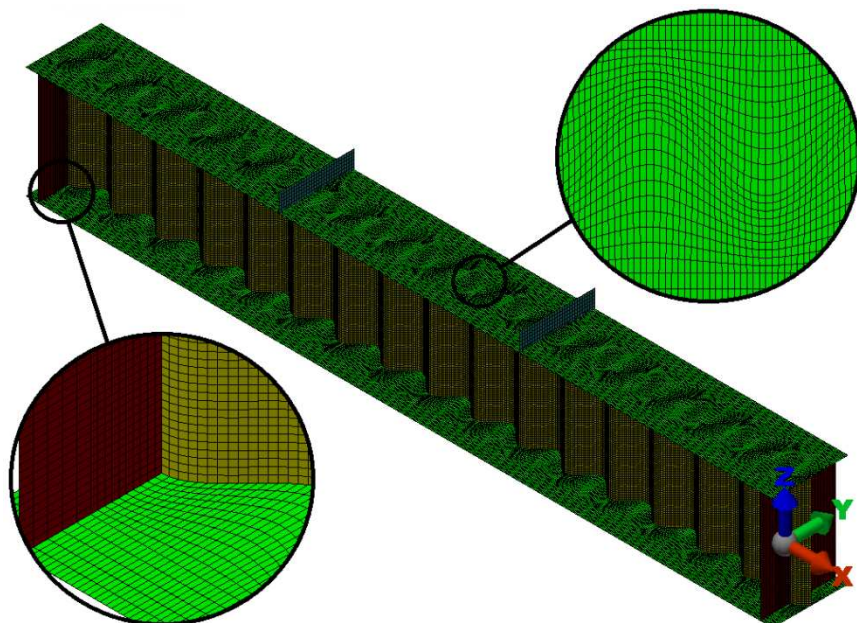
Powłoka pasa górnego została podzielona na mniejsze segmenty w celu precyzyjnego usytuowania sił obciążających. Dyskretyzacji dokonano automatycznie przy użyciu metody Mesh Between Two Sketch Objects, dostępnej w programie Autodesk Algor Simulation, indywidualnie dla każdej części modelu. Ręcznie dokonano zmian poprzez weryfikację stosunków boków w miejscach posiadających znikomy wpływ na dokładność wyników. Zastosowano czterowzłowe powłokowe elementy skończone Shell z interpolacją liniową (rys. 4.3).



Rys. 4.3. Elementy skończone dostępne w bibliotece programu Autodesk Algor Simulation:

- a) element 4÷8 węzłowy typu SHELL;
- b) przykłady elementów typu SHELL

Generacja modelu nastąpiła z wydzieleniem stref o różnym stosunku boków (rys. 4.4). W panelu środnika zastosowano elementy o stosunku boków 1:1. Pasy belki zawierały elementy o stosunkach długości boków zależnych od lokalizacji elementów. W polach skrajnych, przy krawędzi pasa, stosunek długości boków elementów wynosił około 1:2. W części środkowej pasa, wymiary elementów skończonych pasa dopasowano do wymiarów elementów skończonych środnika. Tego typu rozwiązanie było niezbędne w celu zapewnienia współpracy pomiędzy płytami pasów i powłoką środnika.



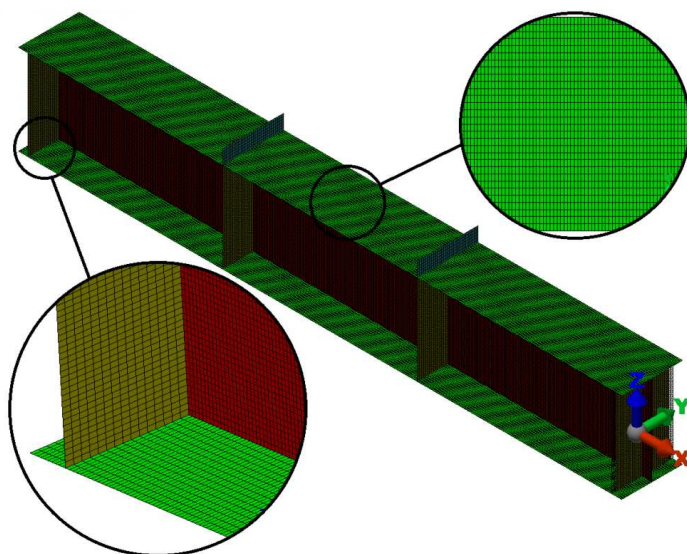
Rys. 4.4. Siatka elementów skończonych modelu powłokowego ze środnikiem sinusoidalnym

Żebra posiadały elementy również o różnych długościach. W pobliżu środnika wymiary elementów przedstawiały się w stosunku 1:1. Pozostała część żebier dopasowana była do istniejącej już siatki pasów, a stosunek długości boków wynosił około 1:2. W rezultacie wygenerowana liczba elementów i węzłów została przedstawiona w tabeli 4.1.

Tab. 4.1. Liczba elementów skończonych i liczba węzłów w belce ze środkiem falistym

Część	Liczba elementów	Liczba węzłów
PASY	36840	38130
ŻEBRA	4440	4650
ŚRODNIK	45436	46125
PRZYŁOŻENIE OBCIĄŻENIA	388	434
ŁĄCZNA LCZBA ELEMENTÓW	87104	-----
ŁĄCZNA LCZBA WĘZŁÓW	-----	87777

Dla belki ze środkiem płaskim dyskretyzacja siatki elementów skończonych odbyła się również automatycznie przy użyciu metody Mesh Between Two Sketch Objects (rys. 4.5). W całym modelu zastosowano elementy czterowęzłowe. Dla środka stosunki boków wynosiły 1:1. Pasy i żebra posiadały elementy o stosunku boków 1:2.



Rys. 4.5. Siatka elementów skończonych modelu powłokowego ze środkiem płaskim

Liczba elementów skończonych, w oparciu o blachownicę ze środnikiem falistym, zmieniała się jedynie w przypadku zeber usztywniających. Ze względu na zwiększoną liczbę zeber ilość ogólna elementów i węzłów nieznacznie wzrosła zgodnie z tabelą 4.2.

Tab. 4.2. Liczba elementów skończonych i liczba węzłów w belce ze środnikiem płaskim

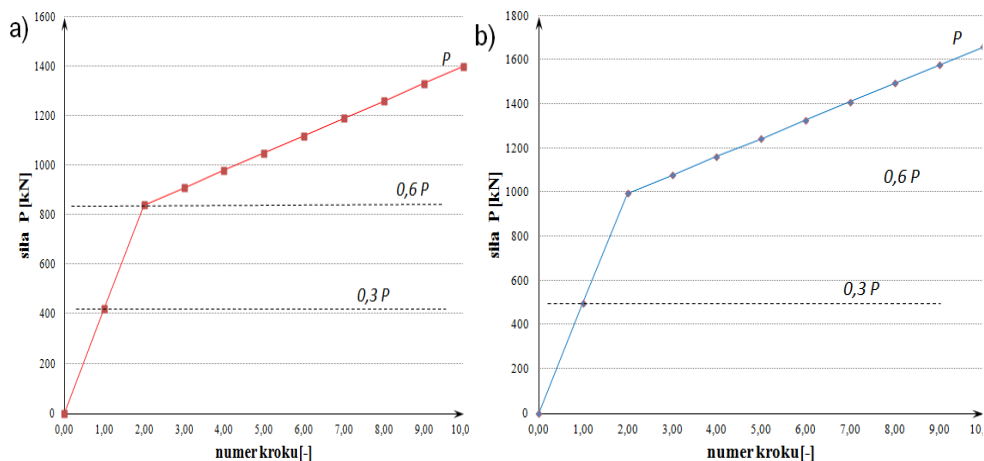
Część	Liczba elementów	Liczba węzłów
PASY	36840	38188
ŻEBRA	11100	11475
ŚRODNIK	45436	46200
PRZYŁOŻENIE OBCIĄŻENIA	388	434
ŁĄCZNA LCZBA ELEMENTÓW	93736	-----
ŁĄCZNA LCZBA WĘZŁÓW	-----	94032

Dla blachownic ze środnikiem falistym jak i ze środnikiem płaskim dla poszczególnych elementów składowych przyjęto sprężysto-plastyczny model materiału. Opierając się na kryterium plastyczności, materiał podlegał prawu plastycznego płynięcia jak również prawu wzmocnienia kinematycznego. Cechy materiałowe pasów i blachy płaskiej środnika belki konwencjonalnej przyjęto na podstawie atestu hutniczego materiału. Dla blachownicy ze środnikiem falistym wartość granicy plastyczności i wytrzymałości na rozciąganie przyjęto na podstawie własnych badań doświadczalnych. Dla wyznaczenia niezbędnych parametrów wykonano obliczenia średniej arytmetycznej na podstawie próby rozciągania czterech próbek. Próbki przygotowano z blachy środnika. Właściwości materiałowe zeber i pasów przyjęto na podstawie atestów hutniczych blach wykorzystanych do badań laboratoryjnych dźwigarów. Wzmocnienie określono przez przyjęcie modułu stycznego odkształcenia podłużnego $E_t = 0,01E$.

Dla przygotowanych modeli dokonano nieliniowej analizy statycznej uwzględniając nieliniowość materiałową dla której granice plastyczności określono na podstawie hipotezy H-M-H (HUBERA – MISESA – HENCKY'EGO).

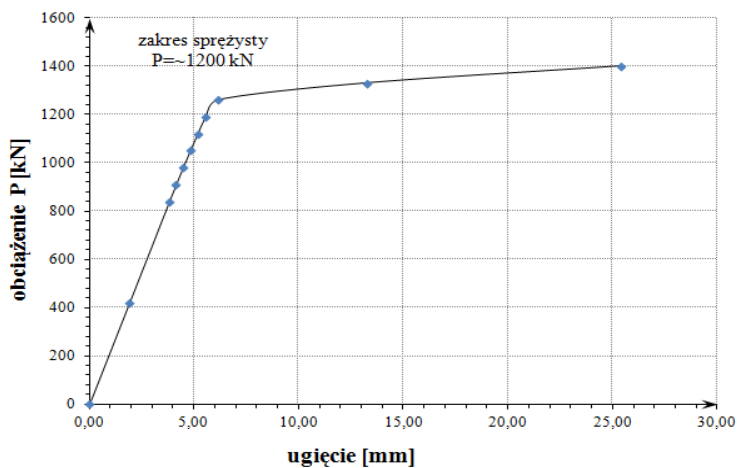
4.3 Wyniki numeryczne na podstawie symulacji komputerowej

Dla zdefiniowanego schematu statycznego w punkcie wcześniejszym przeprowadzono obliczenia statyczne. Obliczenia wykonano na podstawie założeń materiałowych podanych w punkcie 3.4.1 i załączniku Z.1. Ze względu na nieliniową metodę prowadzonych obliczeń, proces obciążania modeli numerycznych został podzielony na 10 kroków obliczeniowych zgodnie z rys. 4.6. Pierwsze dwa kroki obliczeniowe zakończyły się przy wartości $0,6P$. Na podstawie analizy badań laboratoryjnych wartość ta zapewniała liniowo-sprężysty charakter pracy modeli. Powyżej wartości $0,6P$ ilość kroków obliczeniowych została zwiększona do liczby 8, co umożliwiło uzyskanie bardziej precyzyjnych wyników, odwzorowujących przejście modelu w plastyczny charakter pracy.

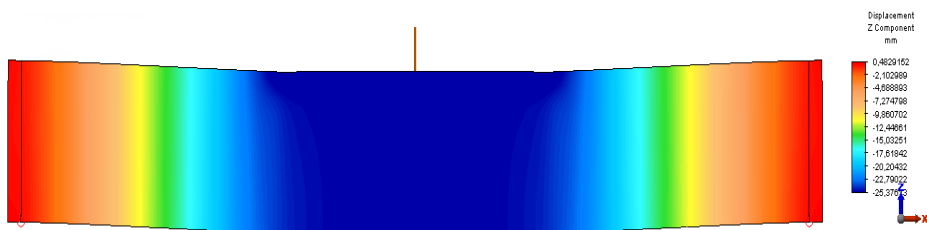


Rys. 4.6. Zależność siła-numer kroku obliczeniowego: a) dla belki ze średnikiem falistym, b) dla belki ze średnikiem płaskim

Na podstawie komputerowej symulacji zachowania się belek ze średnikami z blach falistych wyznaczono wykres siła - przemieszczenie pionowe w płaszczyźnie przekroju poprzecznego (rys. 4.7).



Rys. 4.7. Zależność P - u otrzymana z analizy numerycznej dla dźwigara ze średnikiem falistym

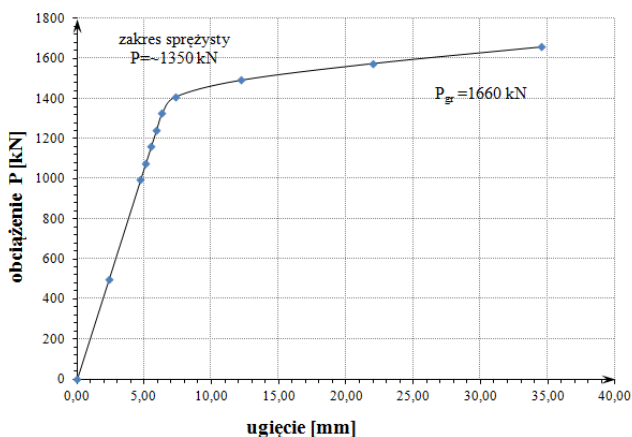


Rys. 4.8. Przemieszczenia pionowe u_z dla dźwigara ze średnikiem falistym

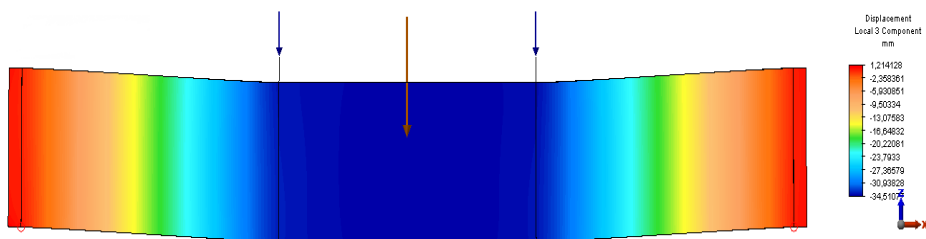
Maksymalne przemieszczenia uzyskane w wyniku analizy numerycznej są zbieżne do wyników otrzymanych podczas badań laboratoryjnych. Prowadzony eksperyment na modelach rzeczywistych wykazał znacznie większą wartość przemieszczenia po jednej stronie osi symetrii belki po przekroczeniu zakresu sprężystego. Zjawisko to nie zostało zaobserwowane w analizie numerycznej (rys. 4.8). Można wnioskować, że przyczyną nierównomiernych przemieszczeń jest niewielkie przesunięcie jednej z sił wywołującej obciążenie.

Zgodność można również zauważyć, porównując osiągniętą wartość zakresu sprężystego w modelu eksperymentalnym i numerycznym, która oscyluje w granicach 1200 kN. Wzmocnienie przedstawione na rys. 4.7 również odwzorowuje wzmocnienie uzyskane podczas doświadczenia.

Analiza numeryczna obejmująca belkę ze środnikiem płaskim, potwierdziła wyniki w zakresie uzyskanych przemieszczeń pionowych. Maksymalne przemieszczenie $u=36,54\text{ mm}$ osiągnięte podczas występowania siły niszczącej $P=1665,77\text{ kN}$ w trakcie badań laboratoryjnych było większe zaledwie o 5,5 %. Dla modelu numerycznego, w trakcie obciążania siłą $P=1660\text{ kN}$, maksymalne ugięcie wynosiło $u=34,51\text{ mm}$. Wykres zależności siła-przemieszczenie dla obliczeń komputerowych przedstawiono na rys. 4.9. Kolejny rysunek (rys. 4.10) przedstawia przemieszczenia globalne blachownicy ze środnikiem płaskim.



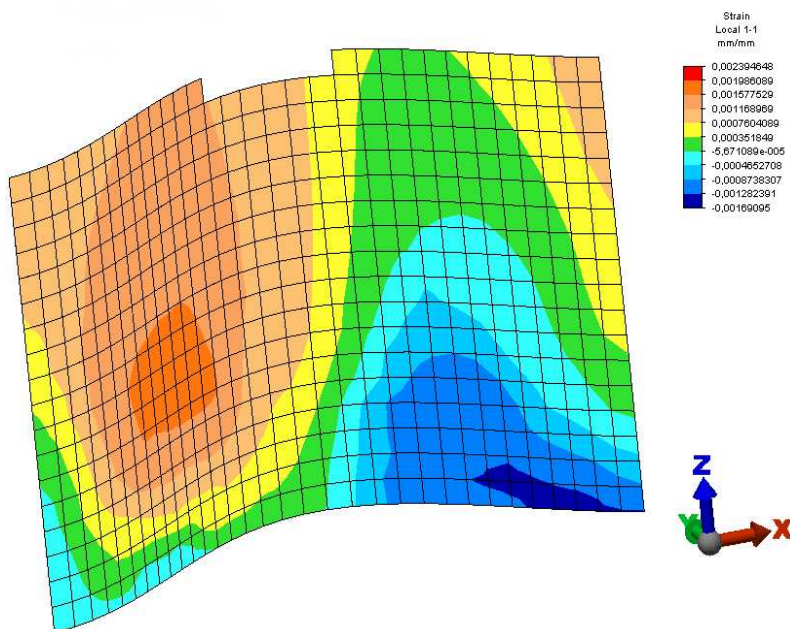
Rys. 4.9. Zależność P - u otrzymana z analizy numerycznej dla dźwigara ze środnikiem płaskim



Rys. 4.10. Przemieszczenia pionowe u_z dla dźwigara ze środnikiem płaskim

Zbieżność wyników eksperymentalnych i numerycznych jest również obserwowalna pod względem osiągnięcia zakresu sprężystego podczas pracy całego ustroju przy obciążeniu około $0,8P$. Stopień odwzorowania charakteru pracy w obliczeniach z wykorzystaniem metody elementów skończonych można uznać za zadowalające.

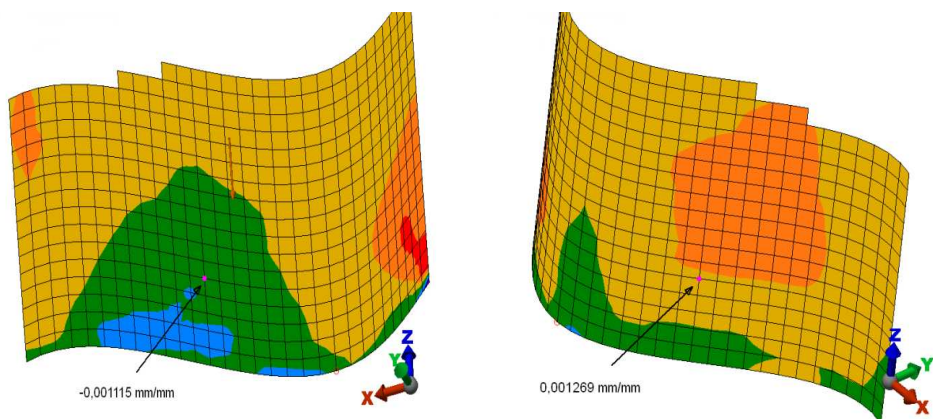
Podczas badań laboratoryjnych zaobserwowano brak zbieżności, pod względem wielkości i rodzaju znaku, odkształceń występujących po przeciwnych stronach osi symetrii belki. Na rys. 4.11 przedstawiono uzasadnienie pojawiających się rozbieżności.



Rys. 4.11. Odkształcenia występujące na kierunku 1-1 w środku falistym

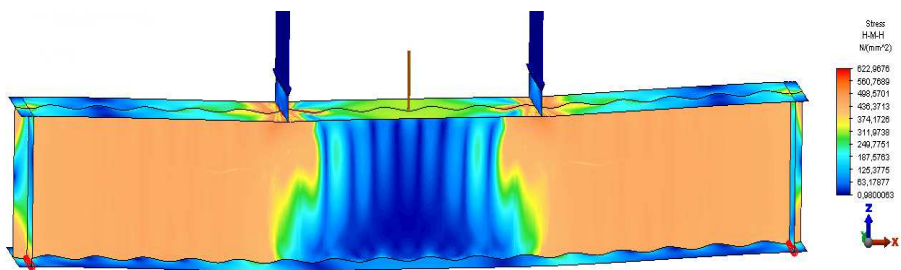
Rysunek 4.11 przedstawia mapę odkształceń występujących na kierunku 1-1 na fragmencie powierzchni blachy środnika. Mapa demonstruje znaczną zmienność odkształceń na niewielkiej powierzchni środnika. Kolorem żółtym oznaczono zakres pola odkształceń o wartości bliskiej zeru. W małej odległości od granic tego pola pojawiają się odkształcenia o przeciwnych znakach. Umieszczenie tensometru w nieco innym położeniu niż przymocowany tensometr po stronie przeciwnej osi symetrii belki powoduje odczyt wyników różnych wartościach.

Spostrzeżenie odnotowane podczas analizy wyników eksperymentalnych, dotyczące zmienności odkształceń, powodujących pojawianie się rozciągania lub ściskania na przeciwnych powierzchniach blachy średnika potwierdzono w modelu numerycznym. Na rysunku 4.12 przedstawiono wartości odkształceń występujących w jednym punkcie pomiarowym, lecz na różnych powierzchniach.

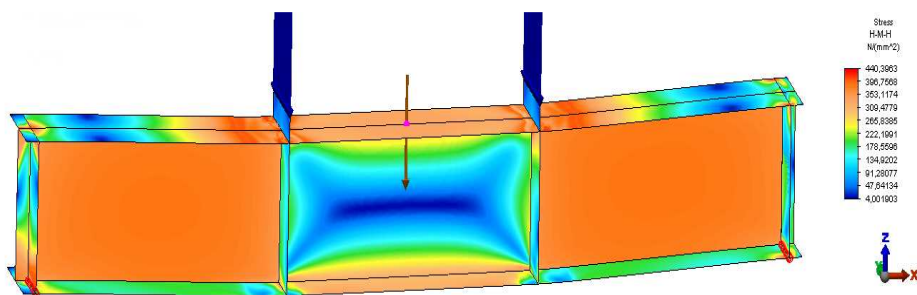


Rys. 4.12. Wartość odkształceń na kierunku 1-1 jednego punktu pomiarowego na przeciwnych powierzchniach

W belkach ze średnikami płaskimi nie odnotowano zmienności wielkości odkształceń na przeciwnych powierzchniach średnika. Na rys. 4.13 i rys. 4.14 przedstawiono rozkład naprężeń zastępczych σ_{H-M-H} odpowiednio w belce ze średnikiem falistym i ze średnikiem płaskim.

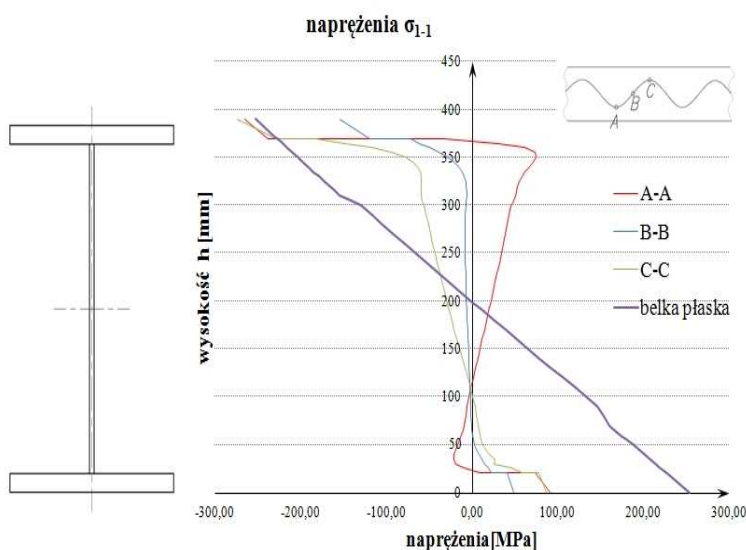


Rys. 4.13. Rozkład naprężeń zastępczych σ_{H-M-H} w powłokach dźwigara ze średnikiem falistym



Rys. 4.14. Rozkład naprężeń zastępczych σ_{H-M-H} w powłokach dźwigara ze środnikiem płaskim

Symulacja komputerowa zachowania się belki ze środnikiem falistym pod obciążeniem wykazała kumulację naprężeń normalnych σ_{1-1} w obrysie pasa blachownicy. Pozostała część przekroju wykazywała występowanie naprężeń o znacznie mniejszych wartościach.

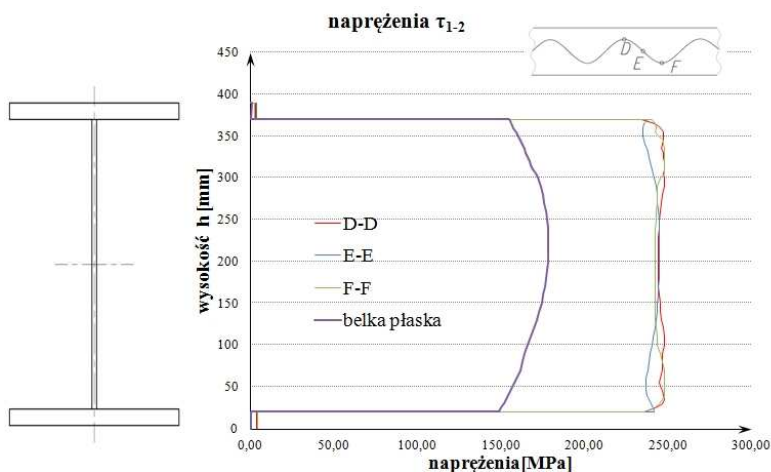


Rys. 4.15. Rozkład naprężeń σ_{1-1} na wysokości przekroju dla siły około 1250 kN

Wykres naprężeń σ_{1-1} dla belki ze środnikiem płaskim, umieszczony na rys. 4.15., obrazuje różnice w sposobie pracy dźwigara ze środnikiem falistym i dźwigara ze środnikiem płaskim. W wyniku działającego momentu

zginającego, naprężenia normalne σ_{1-1} występujące w przekroju B-B przyjmują wartości na niskim poziomie. W pozostałych rozpatrywanych przekrojach naprężenia normalne przyjmują zupełnie odmienny charakter w porównaniu z konwencjonalnym dźwigarem.

Na podstawie zamieszczonego wykresu na rys. 4.15. można wnioskować, że zgodnie z założeniami moment zginający przenoszony jest w znacznie większym stopniu przez pasy.



Rys. 4.16. Rozkład naprężeń τ_{1-2} na wysokości przekroju dla siły około 1250 kN

Prowadzone obliczenia numeryczne wykazały, że w belkach ze środnikiem falistym ścinanie przenoszone jest głównie przez środek. Na rys. 4.16. przedstawiono wykresy naprężeń stycznych τ_{1-2} , na którym porównano rozkład naprężeń stycznych występujących w belce ze środnikiem falistym z rozkładem naprężeń stycznych występujących w belce ze środnikiem płaskim. Dla belki z falą sinusoidalną naprężenia styczne wyznaczono w trzech przekrojach dźwigara: D-D, E-E i F-F (por. rys 4.16). Można zaobserwować, że w przekroju E-E (przekroju pokrywającym się z osią symetrii przekroju poprzecznego), na wysokości środnika, naprężenia styczne wykazują rozkład zbliżony, pod względem kształtu, do rozkładu naprężeń występujących w środniku belki z płaskim środnikiem. W połowie wysokości środnika naprężenia styczne przyjmują największe wartości. W przekrojach D-D i F-F rozkład naprężeń stycznych przyjmuje niemal stałą wartość na całej wysokości środnika.

4.4 Wnioski na podstawie obliczeń numerycznych

Na podstawie przedstawionych wyników analizy numerycznej i wyników badań doświadczalnych można wysunąć następujące wnioski:

- analizowana konstrukcja może być efektywnie modelowana przy użyciu powłokowych elementów skończonych typu SHELL;
- rozkład odkształceń zmienia się w znaczny sposób na niewielkiej powierzchni blachy środnika falistego w skali całego modelu;
- po jednej stronie środnika odkształcenia wykazują rozciąganie a po przeciwnej ściskanie;
- moment zginający jest przenoszony głównie przez pasy, co uzależnione jest od niewielkiej sztywności samego środnika falistego;
- w przekroju pokrywającym się z osią symetrii przekroju poprzecznego, na wysokości środnika falistego, naprężenia styczne wykazują rozkład zbliżony, pod względem kształtu, do rozkładu naprężeń występujących w środniku belki z płaskim środnikiem, w przekrojach zbliżających się do szczytu fali rozkład naprężeń stycznych przyjmuje niemal stałą wartość na całej wysokości środnika;
- ścinanie przenoszone jest przez środnik w przypadku obu blachownic;
- pracę dźwigarów ze środnikami falistymi nie można traktować w sposób porównywalny z pracą dźwigarów ze środnikami płaskimi.

5 Podsumowanie badań i wnioski ogólne

Badania prowadzone w trakcie kolejnych etapów odbywały się na różnych stanowiskach badawczych. Pomimo takich utrudnień starano się za każdym razem stwarzać porównywalne warunki i możliwości badawcze.

Dysponując ilością 7 modeli badawczych, dokonano pełnej rejestracji odczytów mierzonych wielkości dla 6 belek. Badanie jednej z belek nie powiodło się w pełni ze względu na awarię systemu przekazywania sił w przedostatnim cyklu badawczym.

Na podstawie przeprowadzonych badań uzyskano informacje dotyczącą rozkładu sił wewnętrznych i wartości występujących odkształceń.

Wszystkie badane dźwigary bez względu na rodzaj (F, ZB i BP) charakteryzuje zbliżony poziom granicy pracy liniowo-sprężystej. Zakres od granicy liniowości do uplastycznienia zależy przede wszystkim od lokalnej utraty stateczności ściskanego pasa górnego dźwigara. Belki z betonowymi płytami współpracującymi z pasami górnymi charakteryzowały się zbliżoną nośnością do belki ze średnikiem z płaskiej blachy grubszej o około 43% od średników falistych. Usztywnienie pasa spowodowało zwiększenie wartości obciążenia niszczącego o około 18 % - 20%.

W belkach ze średnikiem falistym pomierzone wartości odkształceń dają wyniki „jednokrotne”, tzn. wartości pomiaru w konkretnym punkcie nie należy porównywać z innymi wynikami uzyskanymi w procesie prowadzonych takich samych badań na innym elemencie próbnym. Efekt ten potwierdza się również w przypadku odnotowanych odkształceń na tym samym elemencie próbnym, ale z tensometrami rozmieszczonymi symetrycznie względem osi symetrii belki. Wielkość, będąca wynikiem tensometrycznego pomiaru odkształcenia jednostkowego w jednym końcu belki może różnić się co do wartości i znaku z pomiarem odkształcenia w analogicznym punkcie na drugim końcu belki. Doświadczenia mimo to, pozwalają dość ściśle określić zakres zbioru wartości odkształceń występujących w badanych konstrukcjach.

Przemieszczenie pasa dolnego w przekroju poprzecznym uzależnione jest od lokalizacji średnika w danym przekroju. Ugięcie wykazuje większe wartości dla części pasa, która posiada dłuższe ramię od średnika do krawędzi pasa.

Badania wykazały, że dźwigary ze średnikami falistymi mogą przenosić znaczne obciążenia bez konieczności usztywniania średników. Brak żeber, zwłaszcza pod siłami obciążającymi, w belkach ze średnikami z blach falistych nie spowodował wystąpienia lokalnej niestateczności w średniku. Skutkowało to jedynie wzrostem wartości odkształceń, co było rejestrowane przez tensometrię znajdujące się w pobliżu działania siły.

Zmierzone wartości sił wewnętrznych (efektów oddziaływań zewnętrznych) potwierdziły postawioną tezę, że średniki faliste przenoszą przede wszystkim ścinanie, a zginanie w znacznie mniejszym stopniu od średników płaskich.

Belki ze środkami falistymi, wykonanymi z cienkich blach (7 mm) bez usztywnień pionowymi żebrami charakteryzują się niemal identyczną nośnością jak belki o środkach płaskich, wykonanych z grubszych blach (10 mm) i usztywnionych pionowymi żebrami. Oznacza to, że mogą być stosowane jako dźwigary główne ustrojów nośnych konstrukcji mostowych.

Bibliografia

- [1] Łagoda G., Łagoda M., Górecki M., Leniak-Tomczyk A.: *Estetyczne i techniczne aspekty kształtowania środników dźwigarów w obiektach mostowych*. VI Krajowa Konferencja „Estetyka mostów” Warszawa-Jachranka 2008
- [2] Szczepkowski D., Żółtowski W., *Belki z falistym środnikiem. Kształtowanie i zastosowanie*. VIII Międzynarodowa Konferencja Naukowo-Techniczna Konstrukcje Metalowe, Tom 5, Gdańsk, 1989, s.125-132
- [3] Rutecki J., *Cienkościenne konstrukcje nośne. Obliczenia wytrzymałościowe*. PWN, Warszawa, 1966
- [4] Łagoda M., Nowe gatunki stali. *Materiały Budowlane*. 2005, Poz. 392, Nr 4, s. 95-97
- [5] Łagoda G., Łagoda M., Nowości w polskim budownictwie mostów stalowych. *Materiały budowlane*. 2006, Poz. 404, Nr 4, s. 90-92
- [6] PN-EN 1993-2:2010 Eurokod 3 -- Projektowanie konstrukcji stalowych - Część 2: Mosty stalowe
- [7] Łagoda G., Wybrane nowości w technice mostowej i ich wpływ na estetykę mostów. *Inżynieria i Budownictwo*. Nr 9/1999, s. 499-503
- [8] Abbas H., Analysis and design of corrugated web I-girders for bridges using high performance steel. Lehigh Univ. Bethlehem, 2003

- [9] Kostowski E., Zastosowanie dwuteowników z falistym środkiem w budownictwie, Sympozjum Projektowanie Konceptyjne – Kształtowanie Konstrukcji, Konstrukcje z Blach Faldowych, Konstrukcje Ciężnowe, Rzeszów, 2000, s. 225-234
- [10] Kuchta K., Nośność i sztywność blachownic o falistych środkach. Praca doktorska. Kraków, 2004
- [11] Pasternak H., Hotoła E., Branka P., Badania i projektowanie stalowych dźwigarów o falistych środkach. XLV Konferencja Naukowa Komitetu Inżynierii Lądowej i Wodnej PAN i Komitetu Nauki PZITB, Wrocław-Krynica, 1999, s. 119-126
- [12] Bergmann S., Reißner H., Neuere Probleme aus der Flugzeugstatik. Zeitschrift für Flugtechnik und Motorluftschiffahrt, 1929, Vol. 20, No. 18
- [13] Seydel E., Ausbeul-Schublast rechteckiger Platten., Zeitschrift für Flugtechnik und Motorluftschiffahrt, 1933, Vol. 24
- [14] Yabuki T., Arizumi Y., Aribert J. M., Guezouli S., Instability testing of steel plate girders with folded webs. Third International Conference on Thin-Walled Structures, 5-7 June 2001, Cracow, Elsevier Science Ltd., 2001, pp.161-168
- [15] Łagoda G., Łagoda M., Górecki M., Belki zespolone ze środkami z blach falistych., Konferencja Naukowo-Techniczna Zespolone Konstrukcje Mostowe. Teoria, badania, projektowanie, realizacja, utrzymanie, wzmacnianie., Politechnika Krakowska 13-15.05.2009, s. 359-366
- [16] Bergfelt A., Leiva-Aravena L., Buckling of trapezoidally corrugated webs and panels. Proc. IABSE Colloquim, Stockholm, 1986, Zurich, pp. 67-74
- [17] Łagoda G., Łagoda M., Górecki M., Środki faliste w konstrukcjach blachownicowych. Materiały budowlane. Nr 8/2008, s. 130-131
- [18] Rosignoli M., Prestressed concrete box girder Bridges with folded steel plate webs. Proceedings of the Institution of Civil Engineers. Structures & Buildings. Vol. 134, 1999, ISSUE 01, pp. 77-85

- [19] Ko H. J., Lee H. E., Moon J., An analysis on the torsion of hybrid bridges with corrugated steel webs considering tensile strength of concrete. Bridge Maintenance, Safety, Management and Life – Cycle Optimization – Frangopol, Sause & Kusko (eds), 2010, London, pp. 3333-3338
- [20] Cheyrezy M., Combault J., Composite Bridges with Corrugated steel Webs – Achievements and Prospects, IABSE Symposium, Mixed Structures: Including New Materials, IABSE Reports, Brussels, 1990, Vol. 60, pp. 479-484
- [21] Hassanain M. A., Loov R. E., Optimal Design of Precast Bridge Girders Made of High-Performance Concrete. The Annual General Meeting of Concrete Canada (The Network of Centres of Excellence on High-Performance Concrete), Proceedings, Moncton, New Brunswick, August 1996, pp. 115-124
- [22] Łagoda G., Łagoda M., Górecki M., Środniki dźwigarów w nowoczesnych obiektach mostowych. Obiekty Inżynierskie. 2/2009, s. 29-39
- [23] Łagoda G., Łagoda M., Mosty PCS i Extradose – konstrukcje XXI wieku. Materiały budowlane. Nr 10/2004, s. 78-82
- [24] Egaaly M., Seshadri A., Hamilton R. W., Bending strength of steel beams with corrugated webs., Journal Of Structural Engineering, 1997, pp. 772-782
- [25] Johnson R., Cafolla J., Local flange buckling in plate girders with corrugated webs., Institution of Civil Engineers, London, Vol. 122, 1997, pp. 148-156
- [26] Machindamrong C., Watanable E., Utsunomiya T., Analysis of corrugated steel web girders by an efficient beam bending theory., Structural Engineering./ Earthquake Engineering, Vol. 21, 2004, pp. 131S-142S
- [27] Protte W., Zur gurtbeulung eines trägers mit profiliertem stegblech., Stahlbau, Vol. 62, Nr 11, 1993, pp. 327-332
- [28] Aschinger R., Lindner J., Zu besonderheiten bei trapezsteg trägern. Stahlbau, Vol. 66, Nr 3, 1997, pp. 136-142

- [29] Lindner J., Lateral torsional buckling of beams with trapezoidally corrugated webs. Proc. Int. Colloquium of Stability of Steel Structures, Budapest Hungary, 1990, pp. 79-86
- [30] Lindner J., Zur bemessung von trapezstegträgern., Stahlbau, Vol. 61, Nr 10, 1992, pp. 311-318
- [31] Lindner J., Aschinger R., Zur torsionstegsteifigkeit von trapezstegträgern., Stahlbau, Vol. 59, Nr 4, 1990, pp. 113-120
- [32] Abbas H. H., Kim B. G. & Sause R., Unconventional high performance steel bridge girder system., Bridge Maintenance, Saety, Management, Life – Cycle Performance and Cost. Jabmas 2006, Porto
- [33] Profile z falistym środkiem (SIN). Dokumentacja Techniczna, Wydawnictwo GZP, Ruda Śląska, 2004
- [34] Łubiński M., Żółtowski W., Konstrukcje metalowe. Warszawa, ARKADY, 1992
- [35] Łubiński M., Filipowicz A., Żółtowski W., Konstrukcje metalowe. Część I. Podstawy projektowania. Warszawa, ARKADY, 2007
- [36] Bródka J., Broniewicz M., projektowanie konstrukcji stalowych według Eurokodów. Materiały szkoleniowe., PWT, 2010
- [37] PN-EN 1993-1-5:2008 Eurokod 3 - Projektowanie konstrukcji stalowych - Część 1-5: Blachownice
- [38] Elgaaly M., Hamilton R.W., Seshadri A., Shear strenght of beams with corrugated webs. Journal of Structural Engineering, 1996, no 4, pp. 390–398.
- [39] Katalog MultiPlate. Konstrukcje podatne z blachy falistej. ViaCon Polska, 2011
- [40] Katalog SuperCor. Konstrukcje podatne z blachy falistej. ViaCon Polska, 2011
- [41] Pasternak H., Kubieniec G., Plate girders with corrugated webs. Journal of Civil Engineering and Management, 2010, Vol. 16, no 2, pp. 166-171
- [42] Siokola W., Wellstegträger. Herstellung und Anwendung von Trägern mit profiliertem Steg., Stahlbau, Vol. 66, 1997, pp. 595-605

- [43] Siokola W., Poeter H., Fabrication tools for corrugated web I-beams., Modern Steel Construction, 1999
- [44] EN 10 025. Hot-rolled products of non-alloy structural steels
- [45] Pasternak H., Robra J., Bachmann V., Wellstegträger mit größeren Stegblechdicken –Fertigungstechnologie und Tragverhalten., Bauingenieur, Vol. 84, Nr 10, 2009, pp. 415-419
- [46] Abbas H. H., Sause R., Driver R. G., Behavior of Corrugated Web I-Girders under In-Plane Loads. Journal of Engineering Mechanics, 2006, Vol. 132, no 8, pp. 806-814
- [47] DAST-Richtlinie 015. Träger mit Schlanken Stegen, Deutsches Ausschuss für Stahlbau DAST, Köln, 1990
- [48] PN-EN 1993-1-1:2006 Eurokod 3 - Projektowanie konstrukcji stalowych - Część 1-1: Reguły ogólne i reguły dla budynków
- [49] Timoshenko S. P., Gere J., M., Teoria stateczności sprężystej., Arkady, Warszawa, 1963
- [50] DIN 18800 Teil 3. Stabilitätsfälle, Plattenbeulen, DIN 1990
- [51] DIN 18800 Teil 1. Bemessung und Konstruktion, DIN 1990
- [52] DIN 18800 Teil 2. Stahlbauten, Stabilitätsfälle, Knicken von Stäben und Stabwerken, DIN 1990

- [53] Luo, R., Edlund, B., Shear Capacity of Plate Girders with Trapezoidally Corrugated Webs. Division of Steel and Timber Structures, Chalmers University of Technology, Gothenburg, Sweden, 1996; 19-44
- [54] Johansson B., Annex D to EN 1993-1-5 – Plate girders with corrugated webs., Commentary and worked examples to EN 1993-1-5 “Plated structural elements”, JRC Scientific and Technical Reports, October 2007, pp. 152-167
- [55] Timoshenko S.P., Gere J.M., Teoria stateczności sprężystej, Arkady, Warszawa 1963
- [56] Pasternak, H., Branka, P.: Zum Tragverhalten von Wellstegträgern, Bauingenieur 73, 1998, pp. 437-444
- [57] Branka P., Tragverhalten von Trägern mit schlanken ebenen und profilierten Stegen, Dissertation-Branderburgische Technische Universität Cottbus, Tectum Verlag, Marburg 200
- [58] Pasternak H., Branka P, Tragverhalten von Wellstegträgern unter lokaler Lasteinwirkung, Bauingenieur 2/1999, pp. 219-224
- [59] www.hera.org.nz
- [60] PN-EN-10025-1 - Wyroby walcowane na gorąco ze stali konstrukcyjnych - Część 1: Ogólne warunki techniczne dostawy.
- [61] PN-82-B-03300 - Konstrukcje zespolone stalowo-betonowe. Belki zespolone krępe.
- [62] PN-EN-1992-1-1 - Eurokod 2 - Projektowanie konstrukcji z betonu - Część 1-1: Reguły ogólne i reguły dla budynków.
- [63] PN-B-03264:2002 - Konstrukcje betonowe, żelbetowe i sprężone - Obliczenia statyczne i projektowanie.
- [64] www.viacon.pl
- [65] www.en.structurae.de
- [66] PN-91/H-04310 - Próba statycznego rozciągania metali