

Na prawach rękopisu

Wydział Budownictwa Lądowego i Wodnego  
Politechniki Wrocławskiej

**Zmiana właściwości wytrzymałościowych  
stali i układu naprężeń własnych po  
formowaniu na zimno dwuteowych  
kształtowników walcowanych ze stali  
S460M**

Raport serii PRE nr 1/2021  
Praca doktorska

Mgr inż. Krzysztof Marcinczak

Słowa kluczowe:

konstrukcje stalowe, naprężenia własne,  
gięcie na zimno, zginanie sprężysto-plastyczne,  
właściwości mechaniczne stali, stal wysokiej wytrzymałości.

Promotor: prof. dr hab. inż. Wojciech Lorenc  
Promotor pomocniczy: dr inż. Sławomir Rowiński

Wrocław, styczeń 2021 r.

Autor:

Mgr inż. Krzysztof Marcinczak

.....

Politechnika Wroclawska

Wydział Budownictwa Lądowego i Wodnego

Katedra Konstrukcji Budowlanych

Wybrzeże Wyspiańskiego 27, 50-370 Wrocław

tel. 71 320 23 45

e-mail: krzysztof.marcinczak@pwr.edu.pl

Raport został złożony w Redakcji Wydawnictw Wydziału Budownictwa Lądowego i Wodnego Politechniki Wrocławskiej w styczniu 2021 r.

Lista odbiorców:

Recenzenci	2 egz.
Promotor	2 egz.
Autor	1 egz.
CWiINT PWr	1 egz.
Archiwum W-2	1 egz.
Razem	<hr/> 7 egz.

*Pracę dedykuję mojej żonie Dorocie oraz Rodzicom.  
Dziękuję Wam za wszystko.*

*Szczególne podziękowania składam  
Promotorowi oraz Promotorowi Pomocniczemu  
za otwartość, cenne uwagi i pomoc w przygotowaniu rozprawy.*





## Spis treści

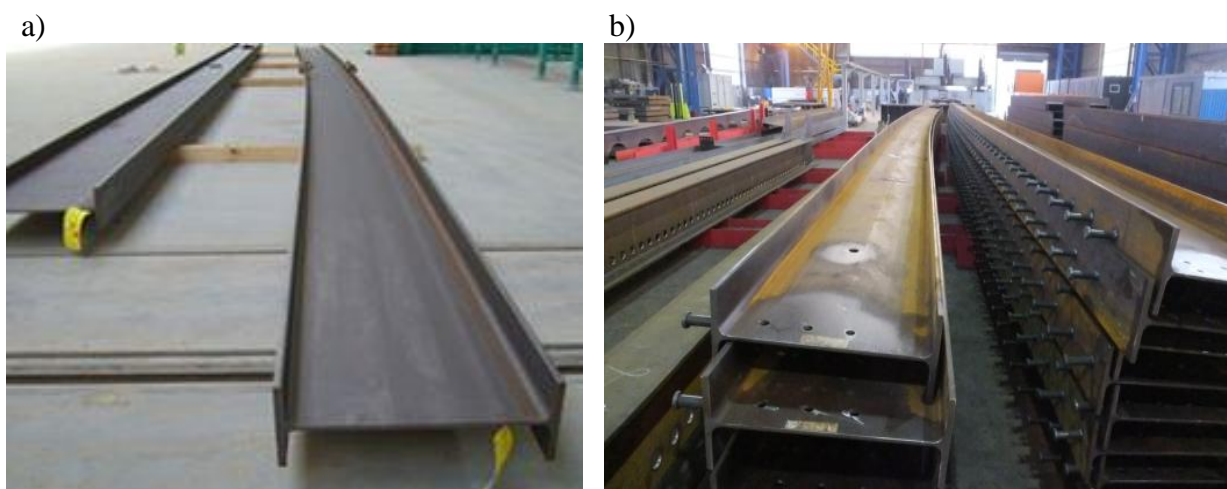
<b>1. Wstęp.....</b>	<b>7</b>
1.1 Motywacja podjęcia tematyki badawczej.....	7
1.2 Przedmiot, cel i zakres opracowania .....	10
1.3 Oznaczenia przyjęte w pracy.....	11
<b>2. Podsumowanie stanu wiedzy .....</b>	<b>14</b>
2.1. Obróbka plastyczna metali .....	14
2.2. Zjawiska związane z obróbką plastyczną metali .....	16
2.2.1. Energia zmagazynowana.....	16
2.2.2. Defekty.....	16
2.2.3. Umocnienie .....	16
2.2.4. Efekt Bauschingera .....	17
2.3. Zginanie sprężysto-plastyczne belek.....	18
2.4. Podstawy teorii prętów zakrzywionych.....	20
2.5. Formowanie stali – stosowane technologie .....	22
2.5.1. Gięcie rolkowe .....	23
2.5.2. Gięcie punktowe .....	25
2.5.3. Prostowanie.....	28
2.5.4. Walcowanie blach.....	28
2.5.5. Gięcie trzpieniowe .....	29
2.5.6. Stretch bending .....	29
2.6. Naprężenia własne .....	30
2.7. Stal wysokiej wytrzymałości S460 M HISTAR®.....	32
2.8. Dotychczasowe badania i analizy dotyczące stali odkształconej na zimno.....	33
2.8.1. Badania materiałowe stali .....	34
2.8.2. Badania naprężeń własnych .....	45
2.8.3. Badania eksperymentalne i analizy dotyczące elementów po formowaniu na zimno.....	53
2.8.4. Ujęcia normowe .....	57
2.9. Podsumowanie .....	63
<b>3. Cele naukowe pracy .....</b>	<b>64</b>
<b>4. Badania materiałowe stali odkształconej na zimno.....</b>	<b>65</b>
4.1. Przygotowanie elementów badawczych.....	65
4.2. Pobranie próbek do badań materiałowych .....	70
4.3. Badania próbek na rozciąganie.....	73
4.4. Badania próbek na ściskanie. ....	80
4.5. Badania uderności wg Charpy'ego.....	83
4.6. Analiza wyników i wnioski.....	89
4.6.1. Badania na rozciąganie .....	89
4.6.2. Badania na ściskanie .....	91

4.6.3.	Badania udarności.....	95
4.6.4.	Propozycja modelu szacowania granicy plastyczności.....	96
4.6.5.	Propozycja ograniczenia odkształceń na zimno dla stali S460.....	101
<b>5.</b>	<b>Wyznaczenie i analiza naprężeń własnych w kształtowniku giętym na zimno.....</b>	<b>104</b>
5.1.	Wstęp.....	104
5.2.	Badania wstępne.....	104
5.3.	Metoda badawcza.....	106
5.4.	Przebieg badań na elementach wygiętych na zimno.....	109
5.5.	Wyniki badań.....	112
5.6.	Model numeryczny procesu gięcia rolkowego na zimno.....	119
5.7.	Analiza wyników.....	123
<b>6.</b>	<b>Punktowe gięcie na zimno kształtownika względem słabej osi.....</b>	<b>126</b>
6.1.	Geometria badanego elementu.....	126
6.2.	Właściwości materiałowe stali.....	127
6.3.	Obliczenia analityczne.....	128
6.4.	Stanowisko badawcze i przebieg badania.....	134
6.4.1.	Urządzenia pomiarowe.....	136
6.4.2.	Opis przebiegu badań.....	139
6.4.3.	Wyniki z czujników indukcyjnych oraz pomiarów tensometrycznych.....	142
6.4.4.	Wyniki z czujników światłowodowych.....	153
6.5.	Analizy numeryczne.....	164
6.5.1.	Opis modelu.....	164
6.5.2.	Porównanie wyników doświadczalnych z numerycznymi.....	168
6.5.3.	Naprężenia własne po gięciu.....	171
6.6.	Analiza wyników i wnioski.....	174
<b>7.</b>	<b>Punktowe gięcie na zimno kształtownika względem silnej osi.....</b>	<b>177</b>
7.1.	Geometria badanego elementu.....	177
7.2.	Właściwości materiałowe stali.....	177
7.3.	Przebieg badania i stanowisko badawcze.....	178
7.3.1.	Urządzenia pomiarowe.....	180
7.3.2.	Opis przebiegu badań.....	182
7.3.3.	Wyniki z czujników indukcyjnych oraz pomiarów tensometrycznych.....	183
7.3.4.	Wyniki z czujników światłowodowych.....	184
7.4.	Analiza wyników i wnioski.....	188
<b>8.</b>	<b>Podsumowanie i wnioski końcowe.....</b>	<b>192</b>
<b>9.</b>	<b>Literatura.....</b>	<b>201</b>
<b>10.</b>	<b>Streszczenie.....</b>	<b>206</b>

## 1. Wstęp

### 1.1. Motywacja podjęcia tematyki badawczej

Dwuteowe kształtowniki gięte na zimno są głównie stosowane w trzech obszarach budownictwa. Pierwszy z obszarów to podniesienia wykonawcze, tzw. przeciwstrzałki w elementach belkowych (Rys. 1.1). Jest to powszechnie stosowany zabieg dla elementów o dużych rozpiętościach zarówno w budownictwie kubaturowym jak i mostowym, który pozwala na ograniczenie ugięć elementów i wizualnie poprawia komfort użytkowników obiektów budowlanych.



Rys. 1.1. Widok belek dwuteowych z podniesieniem wykonawczym: a) belka dla konstrukcji stalowej [źródło: [www.stierli-bieger.com](http://www.stierli-bieger.com)], b) belka dla konstrukcji zespolonej stalowo-betonowej [zdjęcie: Autor]

Drugi obszar zastosowania dwuteowych belek poddanych gięciu na zimno to przekrycia łukowe (rys. 1.2a), krzywoliniowe dźwigary (rys. 1.2b) i inne zakrzywione formy architektoniczne (rys. 1.2c). Elementy łukowe od zawsze stanowią jedno z najbardziej ekonomicznych rozwiązań konstrukcyjnych. Dźwigary łukowe znajdują zastosowanie w budownictwie kubaturowym w przekryciach dużych rozpiętości, halach widowiskowych i wystawowych oraz w inżynierskich konstrukcjach mostowych. Z uwagi na minimalizację występowania momentów zginających, przy dominacji sił ściskających konstrukcje łukowe osiągają duże rozpiętości, sięgające kilkuset metrów. Innym, równie ważnym aspektem, jest reprezentatywny kształt i ciekawa architektura tego typu konstrukcji.

a)



c)



b)



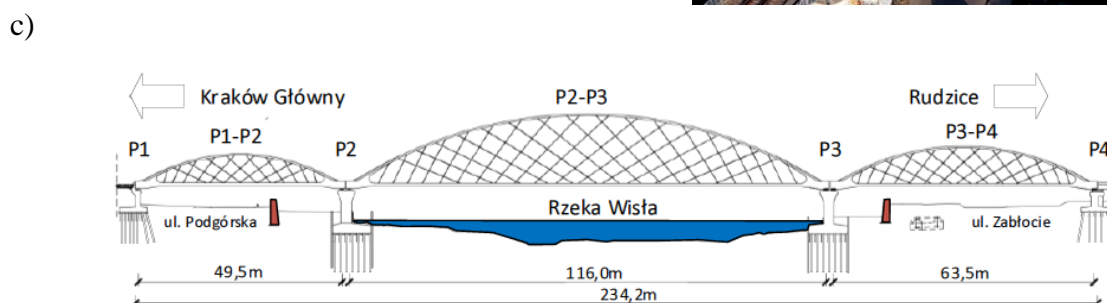
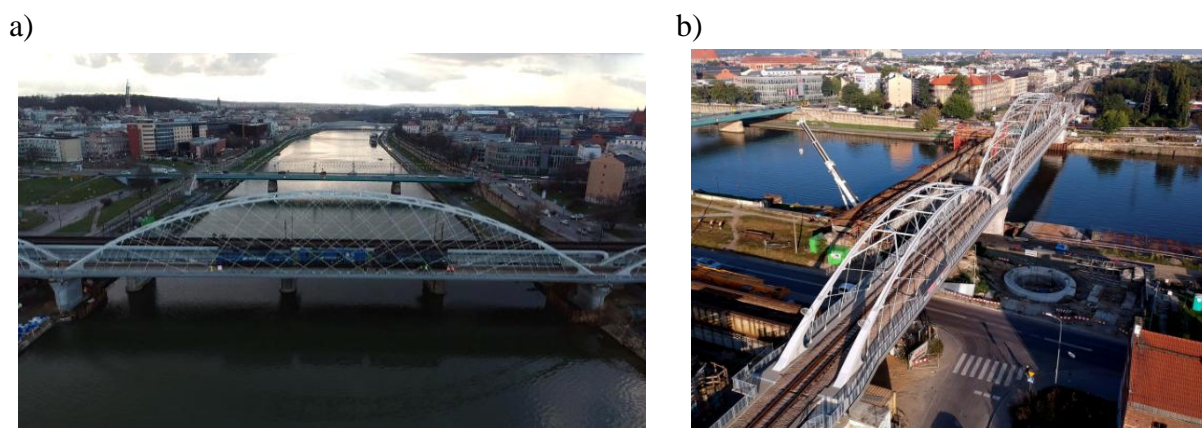
Rys. 1.2. Zastosowanie dwuteowych kształtowników giętych na zimno: a) przekrycie łukowe hali [17], b) łukowe tunele akustyczne [źródło: [www.koenigstahl.pl](http://www.koenigstahl.pl)], c) architektoniczne wykończenia elewacji [17]

Trzeci obszar to nowatorskie obiekty mostowe typu *network arch* [77]. Od 2007 roku powstają w Polsce nowatorskie obiekty mostowe typu *network arch*, w których stosowane są stalowe łuki powstałe z dwuteowników walcowanych z nowych gatunków stali poddanych gięciu na zimno. Mosty tego typu składają się ze stalowego łuku oraz wieszaków w układzie siatkowym. Przykładowymi obiektami są m.in. Wiadukt WD-57 w Rawiczu nad drogą S5 o rozpiętości 75 m (rys. 1.3) oraz pierwszy kolejowy most typu *network arch* nad Wisłą w Krakowie w ciągu linii E-30 o rozpiętości środkowego łuku wynoszącej 116 m (rys. 1.4). Szerzej ten typ konstrukcji mostowych opisano m.in. w pracach: [35], [77], [78], [80].





Rys. 1.3. Wiadukt WD-57 w Rawiczu nad drogą S5: a) widok ogólny wiaduktu, b) widok dźwigara łukowego wg. [35], [81]



Rys. 1.4. Most kolejowy nad Wisłą w Krakowie: a) widok środkowego przęsła mostu podczas obciążenia próbnego, b) widok całego mostu [źródło: [www.krakow-rudzice.pl](http://www.krakow-rudzice.pl)], c) schemat mostu w widoku z boku wg [73]

Technologia mostów *network arch* dynamicznie się rozwija i zyskuje coraz szersze zastosowanie w mostownictwie. W związku z czym podjęto prace badawcze związane ze specyficznymi zjawiskami i problemami naukowymi występującymi podczas wytwarzania i realizacji tego typu obiektów.

Mając na uwadze powyższe, w pracy poddano analizie zagadnienia związane z konsekwencjami procesu gięcia na zimno dwuteowych kształtowników walcowanych ze stali S460M na właściwości mechaniczne stali oraz układ naprężeń własnych.

## **1.2. Przedmiot, cel i zakres opracowania**

Przedmiotem opracowania są dwuteowe belki stalowe walcowane ze stali S460M poddane gięciu (formowaniu) na zimno. Rozpatruje się dwie różne technologie formowania na zimno (gięcie rolkowe i punktowe) oraz ich wpływ na wybrane właściwości wytrzymałościowe stali oraz układ naprężeń własnych.

Celem opracowania jest zbadanie i opis wpływu odkształcenia plastycznego na zimno dwuteowych belek walcowanych ze stali S460M, na parametry wytrzymałościowe stali oraz na rozkład naprężeń własnych w elementach.

Zakres opracowania obejmuje:

- przedstawienie obecnego stanu wiedzy na temat wpływu gięcia na zimno na wybrane właściwości wytrzymałościowe stali oraz układ naprężeń własnych,
- postawienie celów naukowych pracy,
- analiza zagadnień na drodze doświadczalnej i numerycznej,
- sformułowanie wniosków.

### 1.3. Oznaczenia przyjęte w pracy

- $b$  - zasięg strefy uplastycznionej podczas gięcia
- $b_f$  - szerokość pasa,
- $e$  - rozmiar siatki elementów skończonych,
- $e_x, e_y$  - wartości mimośrodków nawierconego otworu w metodzie otworkowej,
- $E$  - moduł Younga stali,
- $f$  - wyniosłość łuku,
- $f_u$  - wytrzymałość stali na rozciąganie,
- $f_{u,r}$  - wytrzymałość stali na rozciąganie dla próbki pobranej z elementu wygiętego na zimno,
- $f_{u,r+w}$  - wytrzymałość stali na rozciąganie dla próbki pobranej z elementu wygiętego na zimno poddanej wyżarzaniu,
- $f_{u,s}$  - wytrzymałość stali na rozciąganie dla próbki pobranej z elementu prostego (referencyjnego),
- $f_y$  - granica plastyczności stali,
- $f_{y,r}$  - granica plastyczności stali dla próbki pobranej z elementu wygiętego na zimno,
- $f_{y,r+w}$  - granica plastyczności stali dla próbki pobranej z elementu wygiętego na zimno poddanej wyżarzaniu,
- $f_{y,s}$  - granica plastyczności stali dla próbki pobranej z elementu prostego (referencyjnego),
- $h$  - wysokość elementu,
- $h_s$  - zasięg strefy sprężystej w przekroju poprzecznym elementu,
- $R$  - promień krzywizny osi pręta,
- $R_m$  - wytrzymałość (doraźna) na rozciąganie,
- $R_u$  - wytrzymałość stali na zerwanie,
- $R_{0,2}$  - umowna granica plastyczności,
- $T$  - temperatura,
- $T_{Ed}$  - temperatura obliczeniowa,
- $T_{Rd}$  - temperatura graniczna odpowiadająca bezpiecznemu poziomowi odporności na kruche pękanie w określonych warunkach,
- $T_{md}$  - najniższa temperatura powietrza o ustalonym okresie powrotu,
- $t$  - czas,
- $t_f$  - grubość pasa,

- $t_w$  - grubość środnika,
- $W_{el}$  - sprężysty wskaźnik wytrzymałości na zginanie przekroju,
- $W_{pl}$  - plastyczny wskaźnik wytrzymałości na zginanie przekroju,
- $Y$  - cecha geometryczna przekroju, która jest odpowiednikiem momentu bezwładności dla silnie zakrzywionego elementu o przekroju dwuteowym,
- $y_{el}$  - ugięcie sprężyste elementu,
- $y_{el,pl}$  - ugięcie elementu w stanie zginania sprężysto-plastycznego,
- $y_{od}$  - trwałe ugięcie po odciążeniu elementu,
- $\alpha$  - stosunek wskaźnika plastycznego na zginanie przekroju do wskaźnika sprężystego,
- $\varepsilon$  - odkształcenie jednostkowe,
- $\varepsilon_{cf}$  - odkształcenie na zimno,
- $\varepsilon_u$  - największe odkształcenie przy zerwaniu próbki,
- $\varepsilon_{u,r}$  - największe odkształcenie przy zerwaniu próbki pobranej z elementu wygiętego na zimno,
- $\varepsilon_{u,r+w}$  - największe odkształcenie przy zerwaniu dla próbki pobranej z elementu wygiętego na zimno poddanej wyżarzaniu,
- $\varepsilon_{u,s}$  - największe odkształcenie przy zerwaniu dla próbki pobranej z elementu prostego (referencyjnego),
- $\varepsilon_{pre}$  - odkształcenie wstępne,
- $\sigma$  - naprężenie normalne,
- $\Delta$  - symbol oznaczający skończony przyrost danej wielkości,
- $\Delta T_\varepsilon$  - składnik temperatury obliczeniowej uwzględniający inną szybkość odkształcenia niż szybkość podstawowa  $\varepsilon_0 = 4 \times 10^{-4} / \text{sec}$ ,
- $\Delta T_{\varepsilon,cf}$  - składnik temperatury obliczeniowej uwzględniający stopień odkształcenia na zimno  $\varepsilon_{cf}$ ,  $\Delta T_{\varepsilon,cf} = -3\varepsilon_{cf}$ ,
- $\Delta T_\sigma$  - składnik temperatury obliczeniowej uwzględniający naprężenia i granicę plastyczności materiału, imperfekcje pęknięć oraz kształt i wymiary element,
- $\Delta T_r$  - składnik temperatury obliczeniowej uwzględniający straty promieniowania,
- $\Delta T_R$  - składnik bezpieczeństwa, umożliwiający różnicowanie poziomów niezawodności przy różnych zastosowaniach,
- $\sigma_{HMH}$  - zredukowane naprężenie wg hipotezy Hubera – Misesa – Hencky’ego,
- $\tau$  - naprężenie styczne,
- $\rho$  - promień krzywizny warstwy obojętnej.



**Skróty i definicje:**

- C - współczynnik określony doświadczalnie, zależny od miejsca w przekroju dwuteownika giętego na zimno, w których szacowana jest granica plastyczności wg modelu zaproponowanego w pracy,
- DCF - stopień odkształcenia na zimno (*degree of cold forming*), wyrażony w % jako stosunek  $h/2R$ ,
- ES - element skończony,
- MES - metoda elementów skończonych.

## 2. Podsumowanie stanu wiedzy

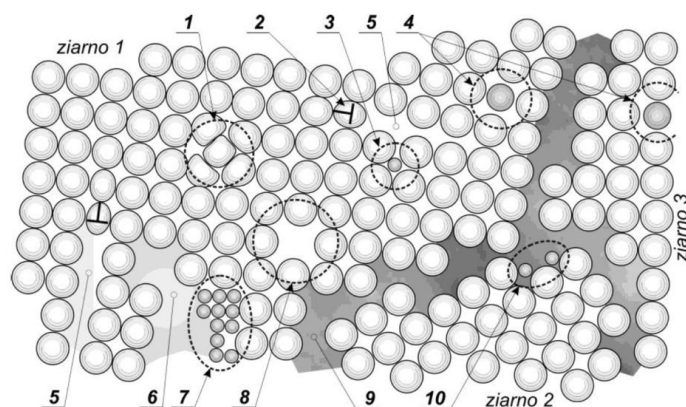
W podsumowaniu stanu wiedzy dokonano przeglądu literatury pod kątem pojęć i zjawisk bezpośrednio związanych z przedmiotową rozprawą doktorską oraz na dotychczasowych światowych badaniach powiązanych z tematem pracy.

### 2.1. Obróbka plastyczna metali

Metale oraz ich stopy wykazują budowę krystaliczną z regularnym rozmieszczeniem atomów. Uszczegóławiając powyższe stwierdzenie, tak naprawdę metale zbudowane są z jonów dodatnich a przestrzeń między nimi wypełniona jest elektronami walencyjnymi. Dzięki takiej budowie metale charakteryzują się istotnymi cechami wpływającymi na obróbkę:

- plastyczność – możliwość zmiany geometrii elementu w sposób trwały bez naruszania ciągłości materiału,
- dobra przewodność cieplna i elektryczna – własność istotna, gdy odkształcamy materiał poprzez podgrzanie.

Metalowe materiały inżynierskie [16] mają budowę polikrystaliczną – składają się z monokrystalicznych ziaren. Na rys. 2.1. przedstawiono polikrystaliczną strukturę metalu.

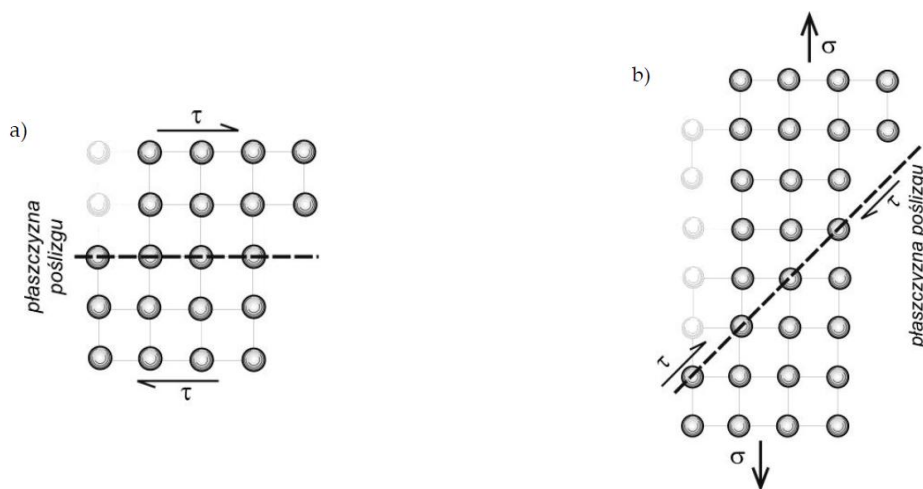


Rys. 2.1. Schemat budowy polikrystalicznej metalu: 1 – atom własny międzywęzłowy, 2 – dodatkowe atomy wywołujące dyslokację, 3 – atom obcy międzywęzłowy, 4 – atom obcy w położeniu węzłowym, 5 – układ dyslokacji tworzący granicę wąsko kątową, 6 – pustka, 7 – wtrącenie lub wydzielenie, 8 – wakans, 9 – szeroko kątową granicę ziarna, 10 – atomy obce na granicy ziarna, wg [55]

Metale po przekroczeniu granicy plastyczności doznają trwałych odkształceń. Odkształcenie trwałe uzyskane podczas obróbki plastycznej jest efektem złożonych procesów w skład których wchodzi poniższe mechanizmy:

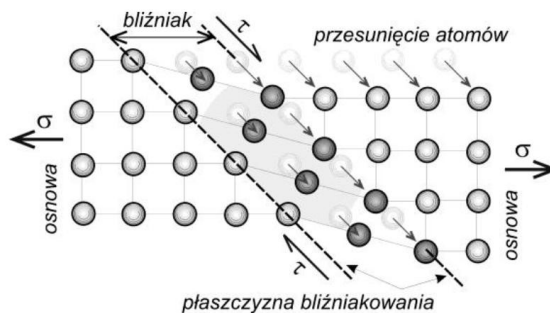
- poślizg,
- bliźniakowanie,
- pełzanie.

Poślizg jest podstawowym mechanizmem odkształcania trwałego większości metali i ich stopów. Następuje pod wpływem naprężeń stycznych  $\tau$ , które powodują przesunięcie grupy atomów lub linii dyslokacji (inaczej linii defektów) wzdłuż płaszczyzny poślizgu (rys. 2.2). Można wyróżnić następujące sytuacje: naprężenia styczne są równoległe do płaszczyzny poślizgu (rys. 2.2 a) oraz gdy płaszczyzna poślizgu nie jest równoległa do siły wypadkowej (rys. 2.2 b).



Rys. 2.2. Schemat mechanizmu odkształcenia przez poślizg: a) przypadek ogólny, b) siła nie jest równoległa do płaszczyzny poślizgu, wg [55]

Bliźniakowanie to nagły i poślizgowy proces, który zachodzi w niedużym obszarze ziarna (rys. 2.3). Naprężenia styczne w części ziarna – zwanej bliźniakiem, zmieniają w sposób symetryczny układ osnowy w stosunku do pozostałej części. Podczas tworzenia bliźniaków są słyszalne charakterystyczne trzaski a granice bliźniacze są miejscem powstawania zarodków pękania.



Rys. 2.3. Schemat mechanizmu odkształceń plastycznych przez bliźniakowanie, wg [55]

Pełzanie jest specyficznym mechanizmem powstawania odkształceń trwałych. Wywołuje powolne powstanie odkształceń trwałych pod wpływem stałego naprężenia, które nie musi osiągać granicy plastyczności. Mechanizm pełzania nie jest wykorzystywany technologicznie podczas obróbki plastycznej metali. Zazwyczaj jest zjawiskiem niepożądanym i niekontrolowanym.

## **2.2. Zjawiska związane z obróbką plastyczną metali**

### **2.2.1. Energia zmagazynowana**

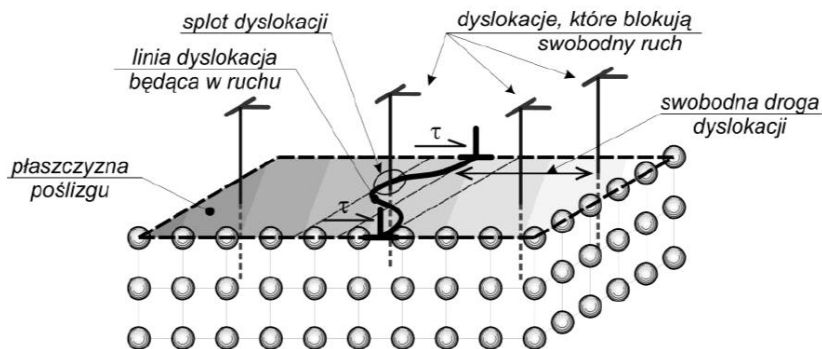
Jest to energia zmagazynowana stanowiąca część pracy odkształcenia plastycznego, która nie uległa zamianie na ciepło. Energia ta stanowi od 1 do 10 % całkowitej pracy odkształcenia i jest zależna od stopnia odkształcenia, temperatury, zanieczyszczeń metalu, wielkości ziaren [54].

### **2.2.2. Defekty**

Rozróżnia się defekty punktowe i defekty liniowe (zwane również dyslokacjami) sieci krystalicznej. Dla procesów kształtowania plastycznego najistotniejszymi defektami są dyslokacje, które stanowią o tym, że metale są miękkie i zdolne do trwałych odkształceń przy zachowaniu ciągłości.

### **2.2.3. Umocnienie**

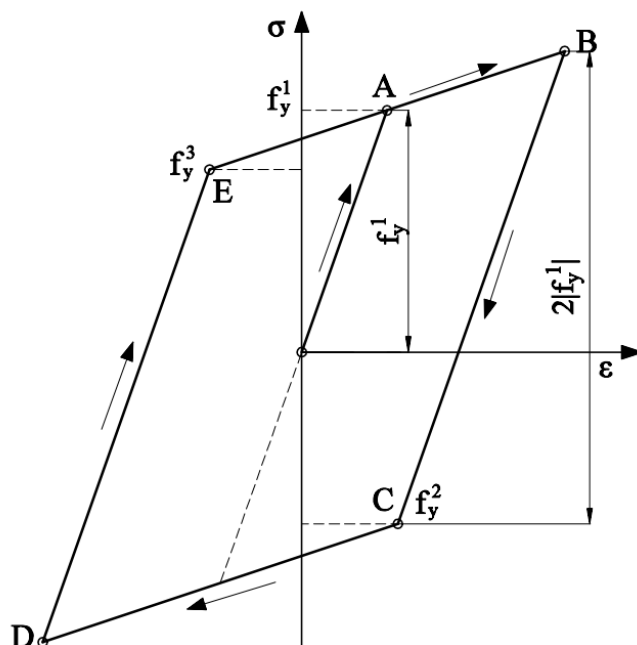
Umocnieniem nazywa się wzrost granicy plastyczności wywołany trwałym odkształceniem metalu. Jeśli umocnienie jest efektem zgniotu to jest nazywane dyslokacyjnym. Wszystkie metale umacniają się w trakcie ich odkształcania plastycznego kosztem obniżenia ciągliwości. Główną przyczyną występowania tego zjawiska jest blokowanie swobodnej drogi poślizgu wskutek wzrostu gęstości dyslokacji w ziarnie odkształconego metalu. Kiedy dyslokacja podczas poślizgu napotka inną przeszkodę (inna dyslokacja, wakansy, atomy nadmiarowe) tworzą się tzw. sploty (rys 2.4). W przypadku niektórych metali umocnienie jest tak silne, że bardzo szybko można osiągnąć odkształcenie graniczne i naruszenia ciągłości materiału. W celu uniknięcia rozerwania materiału stosuje się obróbkę cieplną w celu zmniejszenia gęstości defektów – metal poddaje się wyżarzaniu rekrytalizującemu.



Rys. 2.4. Model umocnienia przez zgmiot, wg [55]

## 2.2.4. Efekt Bauschingera

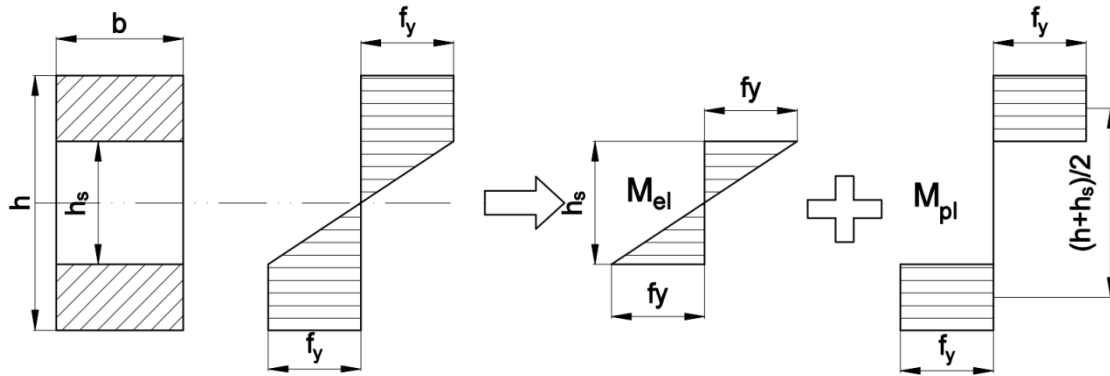
Efekt Bauschingera [8] występuje w materiałach sprężysto-plastycznych ze wzmocnieniem. Jeśli próbkę poddamy rozciąganiu osiągając trwałe odkształcenie wraz z umocnieniem się materiału (punkt B na rys. 2.5), a następnie obciążymy próbkę siłą ściskającą uzyskamy uplastycznienie się materiału przy niższej granicy plastyczności  $f_y^2$  (punkt C na rys. 2.5) niż dla rozciągania  $f_y^1$ . Zwiększenie granicy plastyczności w jednym kierunku obciążenia powoduje obniżenie granicy plastyczności w kierunku przeciwnym. Różnica pomiędzy obiema granicami plastyczności jest stała i wynosi podwojoną bezwzględną wartość pierwszej granicy plastyczności (rys. 2.5).



Rys. 2.5. Schemat efektu Bauschingera na przykładzie procesu jednoosiowego obciążania wg [54]

### 2.3. Zginanie sprężysto-plastyczne belek

Proces gięcia na zimno elementów stalowych w celu uzyskania krzywizny jest bezpośrednio związany z naukowym zagadnieniem zginania sprężysto-plastycznego [14], [15]. W sytuacji gdy w części przekroju występuje uplastycznienie, moment zginający w przekroju  $M_p$  jest sumą momentów sprężystego  $M_{el}$  i plastycznego  $M_{pl}$  (Rys. 2.6).



Rys. 2.6. Zginanie belki z materiału plastycznego

Dla czystego zginania w przekroju prostokątnym zjawisko można opisać analitycznie:

$$\begin{aligned}
 M_p = M_{el} + M_{pl} &= f_y \frac{bh_s^2}{6} + 2f_y b \left[ \left( \frac{h}{2} - \frac{h_s}{2} \right) \left( \frac{h_s}{2} + \frac{h - h_s}{4} \right) \right] = \\
 &= \frac{1}{2} M_{el} \left[ \left( 3 - \frac{h_s}{h} \right)^2 \right] = \frac{1}{12} f_y b h^2 \left[ \left( 3 - \frac{h_s}{h} \right)^2 \right]. \quad (2.1)
 \end{aligned}$$

Przy czystym zginaniu zakłada się, że przekroje są płaskie, dlatego odkształcenie względne  $\varepsilon$  we włóknach po wysokości przekroju można wyrazić wzorem (2.2):

$$\varepsilon = -\frac{z}{\rho}, \quad (2.2)$$

gdzie:

$\rho$  – promień krzywizny warstwy obojętnej.

Gdy  $h = h_s$ , czyli cały przekrój pracuje w fazie sprężystej otrzymujemy poniższe zależności:

$$M_p = M_{el} = \frac{f_y b h^2}{6}, \quad (2.3)$$

$$\left( \frac{1}{\rho} \right)_{el} = \frac{2f_y}{Eh} = \frac{M_{el}}{EJ_y}. \quad (2.4)$$

Przy pełnym uplastycznieniu przekroju  $M_p \rightarrow M_{pl}$ ,  $h_s \rightarrow 0$ ,  $1/\rho \rightarrow \infty$ ,  $\rho \rightarrow 0$ . Rugując z wyrażenia (2.1)  $h_s$  otrzymujemy zależności:

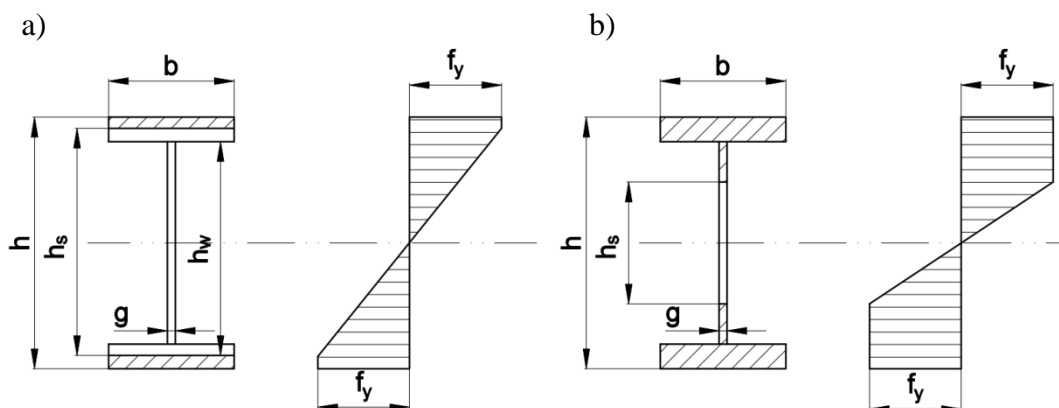
$$\frac{M_p}{M_{el}} = \frac{1}{2} \left[ 3 - \left( \frac{\rho}{\rho_{el}} \right)^2 \right], \quad (2.5)$$

$$\frac{1}{\rho} = \frac{1}{\rho_{el}} \frac{1}{\sqrt{\left( 3 - 2 \frac{M_p}{M_{spr}} \right)}}. \quad (2.6)$$

Krzywiznę uzyskaną po odciążeniu  $1/\rho_0$  belki można wyznaczyć jako różnicę ugięcia plastyczno-sprężystego i sprężystej odpowiedzi belki po odciążeniu  $1/\rho'$ :

$$\frac{1}{\rho_0} = \frac{1}{\rho} - \frac{1}{\rho'} = \frac{1}{\rho_{el}} \frac{1}{\sqrt{\left( 3 - 2 \frac{M_p}{M_{spr}} \right)}} - \frac{M_p}{EJ_y}. \quad (2.7)$$

Rozpatrując zginanie sprężysto-plastyczne przekroju dwuteowe względem silnej osi należy wyróżnić dwa przypadki: uplastycznienie następuje tylko w pasach (rys. 2.7a) i uplastycznienie występuje w pasach i środku (rys. 2.7b). Ugięcie belki dwuteowej po obciążeniu doprowadzającego do uplastycznienia przekroju a następnie odciążeniu można policzyć np. wykorzystując metodę Maxwella-Mohra oraz twierdzenie Castigliano [15], [33].



Rys. 2.7. Rozkład naprężeń dla zginania sprężysto-plastycznego belki dwuteowej:  
a) uplastycznienie pasów, b) uplastycznienie pasów i środnika

Wg metody Maxwella-Mohra energia układu z  $n$  przedziałami całkowania wynosi:

$$U = \sum \int \frac{M^2(x)}{2EI_z} dx \quad (2.8)$$

W celu wyznaczenia ugięcia w danym punkcie zgodnie z twierdzeniem Castigliano w danym miejscu przykładamy siłę  $F$  i obliczamy energię sprężystą układu:

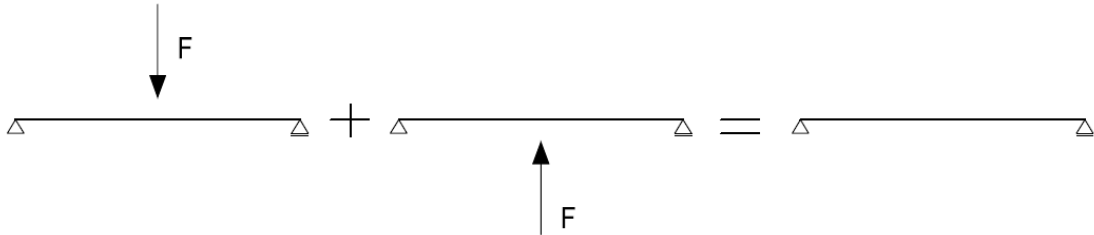
$$M(x) = M_0(x) + M_1(x)F, \quad (2.9)$$

gdzie:  $M_1(x)$  – moment zginający od obciążenia jednostkowego,  $M_0(x)$  - moment od obciążenia zewnętrznego. Ostatecznie ugięcie wynosi:

$$y_{el\_pl} = \frac{\partial U}{\partial Q} = \sum \int \frac{M_0(x)M_1(x)}{2EI_z} dx. \quad (2.10)$$

Aby obliczyć ugięcie po odciążeniu  $y_{od}$  należy skorzystać z zasady superpozycji odejmując od ugięcia wywołanego zginaniem sprężysto-plastycznym  $y_{el\_pl}$ , sprężyste ugięcie przy odciążeniu  $y_{el}$  wg wyrażenia przedstawionej schematycznie na rysunku 2.8:

$$y_{od} = y_{el\_pl} - y_{el}. \quad (2.11)$$

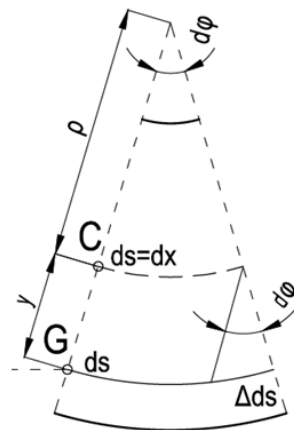


Rys. 2.8. Schemat układów do wyznaczania ugięcia po odciążeniu elementu

## 2.4. Podstawy teorii prętów zakrzywionych

Pręty zakrzywione to pręty których oś podłużna w stanie nieobciążonym jest linią krzywą. Założenie prawa płaskich przekrojów [74] w tego typu prętach prowadzi do nieliniowego rozkładu naprężeń w przekroju. Wynika to ze zmieniających się długości włókien  $ds$  o kącie środkowym  $d\varphi$  a co za tym idzie odkształcenia  $\varepsilon$  oraz  $\sigma$  nie są liniami prostymi (rys. 2.9).

Według różnych źródeł [10], [33] graniczna wartość pomiędzy prętami zakrzywionymi a prętami prostymi jest różna i wynosi od  $R/h < 6$  do  $R/h < 3$ . Naprężania normalne w przekroju elementu zakrzywionego obciążonego siłą podłużną oraz momentem zginającym wyznacza się wg wyrażenia (2.12):



Rys. 2.9. wycinek pręta zakrzywionego wraz z oznaczeniami, wg [15]



$$\sigma = \frac{N}{A} - \frac{M}{A \cdot R} - \frac{M \cdot z \cdot R}{Y(R+z)}, \quad (2.12)$$

gdzie:

$A$  – pole przekroju poprzecznego pręta,

$R$  – promień krzywizny osi pręta,

$Z$  – odległość rozpatrywanego punktu od osi  $y$ ,

$Y$  – cecha geometryczna przekroju, która jest odpowiednikiem momentu bezwładności, dla przekroju dwuteowego obliczana ze wzoru (2.13). Zależność  $Y/I_y$  w stosunku do  $R/h$  przedstawiono na rysunku 2.10.

$$Y = b_e R^3 \left[ \ln \frac{R+0,5h}{R+0,5h-t_f} + \ln \frac{R-0,5h+t_f}{R-0,5h} \right] + \quad (2.13)$$

$$+ t_w R^3 \ln \frac{R+0,5h-t_f}{R-0,5h+t_f} - R^2 A,$$

gdzie:

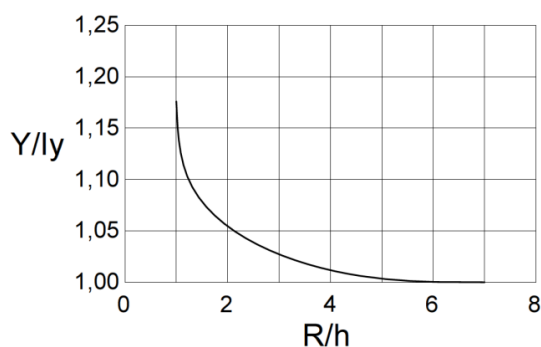
$b_e$  – efektywna szerokość pasa, obliczana wg wzoru:

$$b_e = 2nb_1 + t_w, \quad (2.14)$$

gdzie:

$n$  – parametr wg [51] w zależności od parametru  $a = b^2/(R \cdot t_f)$ , przykładowe wartości zestawiono w tabelicy 2.1.

$b_1$  – wysięg pasa.

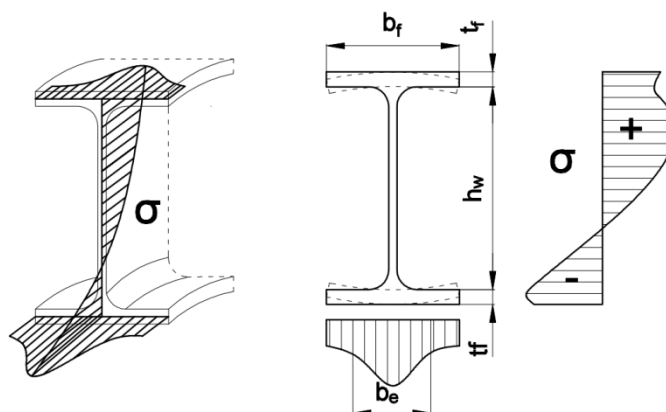


Rys. 2.10. Zależność  $Y/I_y$  w stosunku do  $R/h$  wg [33].

Tab. 2.1. Wartości współczynnika  $n$  redukcji szerokości pasa pręta zakrzywionego wg [10]

$a$	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6
$n$	1,000	0,994	0,997	0,950	0,917	0,878	0,838
$a$	0,7	0,8	0,9	1,0	1,1	1,2	1,3
$n$	0,800	0,762	0,726	0,693	0,663	0,636	0,611
$a$	1,4	1,5	2,0	3,0	4,0	5,0	
$n$	0,589	0,569	0,495	0,414	0,367	0,334	

Naprężenia określone z wyrażenia (2.12) są wyznaczone przy założeniu prawa płaskich przekrojów. Zakrzywienie elementu powoduje postawnie dodatkowych naprężeń od obciążeń radialnych. Powodują one efekt „łódeczkowania”, zakrzywienia pasów do wnętrza przekroju, a to z kolei powoduje nierównomierny rozkład naprężeń po szerokości pasa (rys. 2.11). Efekt ten może mieć zasadnicze znaczenie przy różnym rozkładzie odkształceń w przekroju dwuteowników podczas gięcia na zimno względem silnej osi oraz różne zachowanie się materiału pobranego z pasa dolnego i górnego.



Rys. 2.11. Rozkład naprężeń dla zakrzywionego przekroju dwuteowego wg [10]

## 2.5. Formowanie stali – stosowane technologie

Formowanie elementów stalowych może odbywać się na wiele sposobów. Zasadniczy podział technologii formowania wyróżnia gięcie na zimno i gięcie na gorąco (tab. 2.2). Gięcie na zimno jest procesem najbardziej ekonomicznym a zarazem najczęściej stosowanym. Do procesów polegających na formowaniu kształtowników stalowych na zimno zaliczamy: gięcie rolkowe, gięcie punktowe, prostowanie, walcowanie, gięcie trzpieniowe, *stretch bending*. Do procesów polegających na formowaniu elementów stalowych na gorąco zalicza się: gięcie indukcyjne oraz podgrzewanie miejscowe.

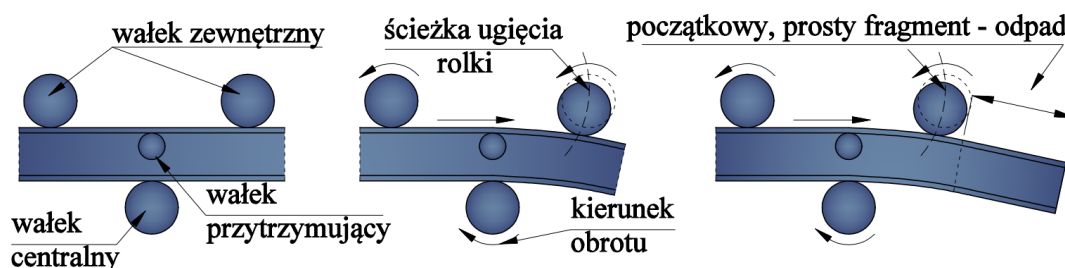
Tab. 2.2. Zestawienie wybranych metod formowania stali

Formowanie konstrukcyjnych elementów stalowych	
Formowanie na zimno	Formowanie na gorąco
<ul style="list-style-type: none"> <li>• gięcie rolkowe (ciągłe),</li> <li>• gięcie punktowe,</li> <li>• prostowanie,</li> <li>• walcowanie blach,</li> <li>• gięcie trzpieniowe,</li> <li>• <i>stretch Bending</i>.</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• gięcie indukcyjne,</li> <li>• podgrzewanie miejscowe.</li> </ul>

Za formowanie stali na zimno wg [21] uznaje się formowanie w temperaturach poniżej maksymalnej, dopuszczalnej temperatury stosowanej w celu odprężania (odpuszczania) stali (ok. < 500-650°C). Wg [59] formowanie na zimno oznacza gięcie w temperaturze otoczenia (ok. < 15-30°C). Dokładniej temperaturę gięcia na zimno określono w [16] – obróbka plastyczna na zimno jest wykonywana w temperaturze poniżej temperatury rekrytalizacji (ok. < 400-700 °C).

### 2.5.1. Gięcie rolkowe

Formowanie na zimno elementów stalowych wykonywane jest zazwyczaj za pomocą trójpunktowego zginania. W praktyce maszyna służąca do rolkowego gięcia na zimno jest wyposażona w cztery wałki – dwa wałki zewnętrzne, jeden centralny i mniejszy wałek przytrzymujący pas i średnik. W tej technologii zazwyczaj jedna z rolek skrajnych jest przemieszczana za pomocą siłownika w celu wygięcia belki (rys. 2.12, 2.13). Pierwszy fragment elementu poddanego gięciu o długości równej odległości zewnętrznego wałka do wałka centralnego, pozostaje prosty i stanowi odpad odcinany po wygięciu całego elementu [46].



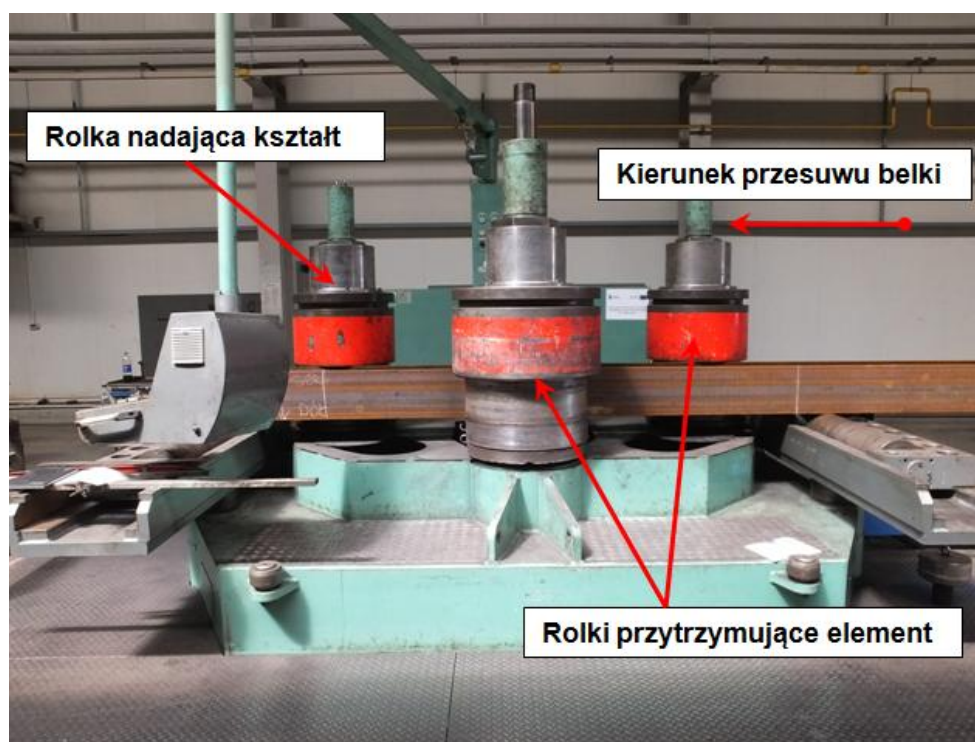
Rys. 2.12. Schemat rolkowego formowania na zimno kształtownika

Każdy rodzaj kształtownika (rury, dwuteowniki, kątowniki, ceowniki itd.) może być gięty tą metodą pod warunkiem zastosowania odpowiednich rolek – dla każdego rodzaju i wysokości kształtownika różnych. Gięcie może być wykonywane względem dowolnej osi kształtownika, promienie mogą być różne po długości elementu – w zasadzie nie ma ograniczeń uzyskanych kształtów. Na poniższych rysunkach przedstawiono rolki dla dwuteowników, rur, teowników, ceowników (rys. 2.15 – 2.18).

Metoda ta pozwala osiągnąć stosunkowo małe promienie gięcia, dokładny kształt i łagone przejście pomiędzy różnymi promieniami na długości jednego elementu. Belka podczas gięcia, w których chcemy uzyskać stosunkowo mały promień gięcia musi być zabezpieczona w celu uniknięcia deformacji średnika i pasów. Gięcie wykonywane jest

w kilku etapach. Docelowy promień wygięcia najczęściej uzyskiwany jest poprzez kilkukrotny przejazd belki przez maszynę – gięcie następuje od dużych promieni do coraz mniejszych.

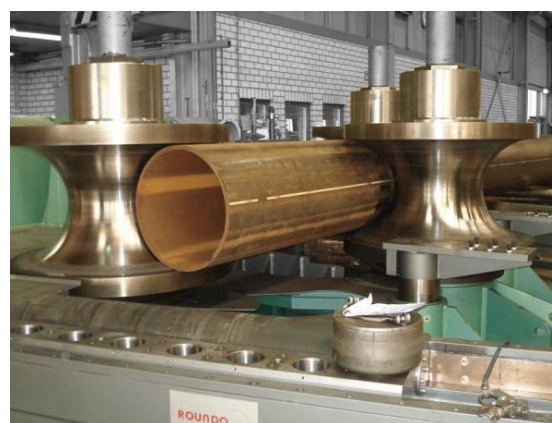
W celu zmniejszenia tarcia pomiędzy elementami maszyny a kształtowaną belką, belka jest pokrywana smarem. Weryfikacja ostatecznego promienia wygięcia polega na pomiarze odcinkowej strzałki pomiędzy dwoma punktami wewnętrznej strony belki (rys. 2.12).



Rys. 2.13. Widok maszyny do gięcia rolkowego



Rys. 2.14. Weryfikacja otrzymanego promienia gięcia elementu



Rys. 2.15. Widok maszyny wraz z rolkami do gięcia rur [źródło: [www.kerstemeurope.com](http://www.kerstemeurope.com)]





Rys. 2.16. Widok maszyny wraz z rolkami do gięcia ceownika [12]



Rys. 2.17. Widok maszyny wraz z rolkami do gięcia kątownika [www.stabikon.de]



Rys. 2.18. Widok gięcia na zimno metodą rolkową dwuteownika względem słabszej osi [5]



Rys. 2.19. Widok wygiętego dwuteownika względem słabszej osi [5]

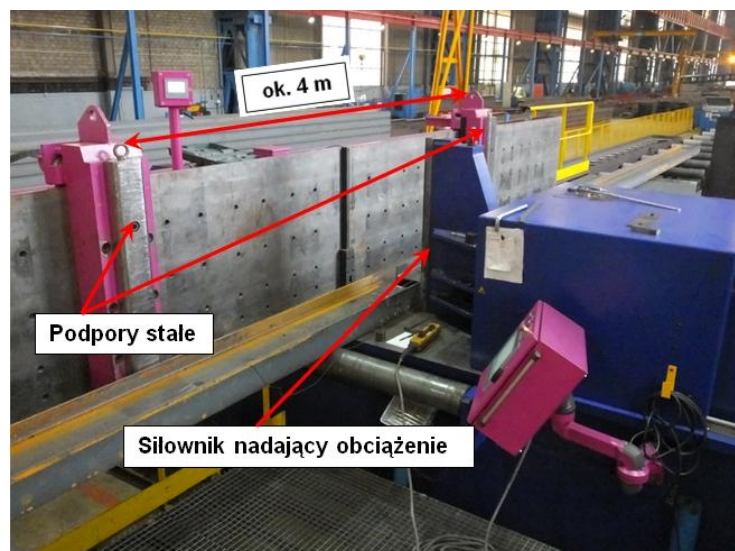
## 2.5.2. Gięcie punktowe

Punktowe gięcie na zimno najczęściej jest wykorzystywane podczas nadawania tzw. przeciwstrzałki (podniesienia wykonawczego) belkom dwuteowym. Wg [85] podniesienia wykonawcze należy stosować w dźwigarach o rozpiętości 30 m i większej, przyjmując przeciwstrzałkę nie mniejszą niż suma ugięć od obciążeń stałych i połowy obciążeń zmiennych.

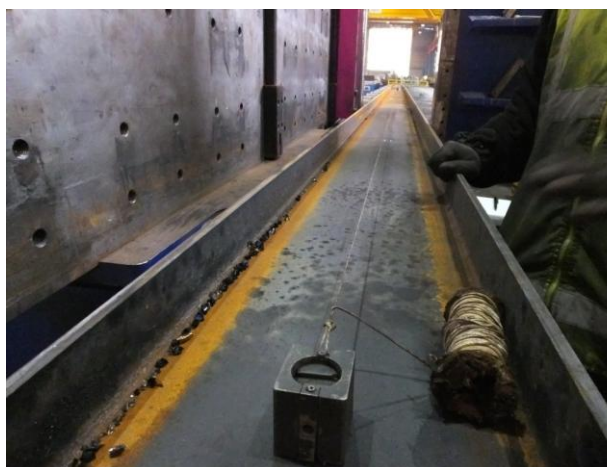
Maszyna do gięcia punktowego zazwyczaj składa się z dwóch podpór stałych, pomiędzy nimi znajduje się trzecia podpora, która wyposażona jest w siłownik nadający obciążenie i w konsekwencji wygięcie elementu (Rys 2.20), do wykonywania podniesienia używane są również ramy (kratownice) o schemacie czteropunktowego zginania (Rys. 2.25, 2.26).

Odległość pomiędzy skrajnymi podporami stałymi zależna jest od wskaźnika na zginanie elementu, któremu chcemy nadać przeciwstrzałkę. Odległość ta mieści się w przedziale od 2 do 5 m. Operator maszyny kontroluje wysunięcie siłownika i w bardzo sposób określa nadane wygięcie – linka rozciągnięta na obu końcach elementu (rys. 2.21). Operator śledzi przesunięcie linki względem nawiercenia w środku wysokości belki do nawiercenia, określającego docelową deformację elementu (rys. 2.22).

Po pierwszym punktowym obciążeniu mierzone jest odchylenie belki od osi pierwotnej belki a następnie belka jest ponownie doginana w celu uzyskania pożądanej strzałki wygięcia (rys 2.23). Uzyskanie ostatecznego kształtu elementu jest uzależnione w zasadniczej części od precyzji i doświadczenia operatora (rys. 2.24).



Rys. 2.20. Widok maszyny do punktowego gięcia na zimno [zdjęcie: Autor]



Rys. 2.21. Widok prostego elementu z linką określającą oś belki [zdjęcie: Autor]

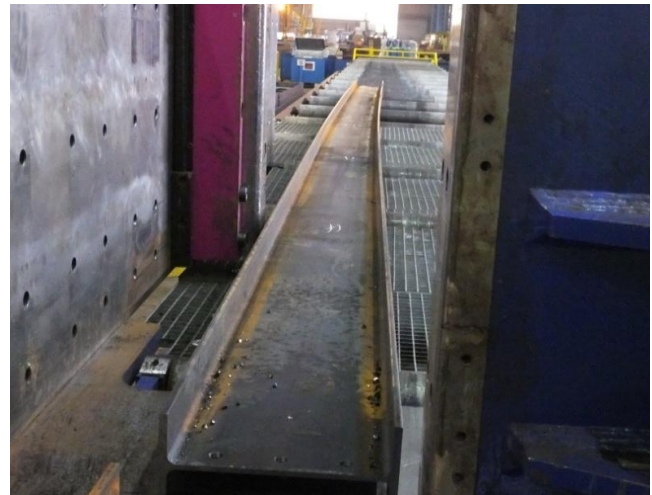


Rys. 2.22. Widok przesunięcia belki względem osi pierwotnej [zdjęcie: Autor]





Rys. 2. 23. Weryfikacja trwałego odkształcenia elementu [zdjęcie: Autor]



Rys. 2.24. Element po wykonaniu podniesienia wykonawczego [zdjęcie: Autor]



Rys. 2. 25. Maszyna do czteropunktowego gięcia na zimno – widok z góry [źródło: [www.kta.com](http://www.kta.com)]



Rys. 2. 26. Maszyna do czteropunktowego gięcia na zimno – widok z boku [źródło: [www.kta.com](http://www.kta.com)]

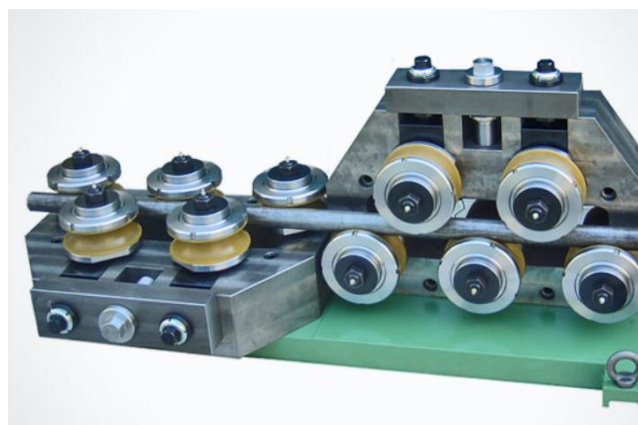
### 2.5.3. Prostowanie

Prostowanie to zabieg wykonywany we wszystkich hutach na całym świecie, ma na celu usunięcie wygięć i zwichrowań elementów, które przekraczają dopuszczalne normy, a powstały w czasie produkcji elementu. Normy wyrobów i wykonania podają dopuszczalne odchyłki prostoliniowości elementu po wywalcowaniu. Prostowanie polega na oddziaływaniu na element siłami zewnętrznymi skierowanymi przeciwnie do istniejącego odkształcenia. Norma [86] określa wymaganie prostoliniowości dla Klasy 1  $\Delta = \pm L/500$ , dla Klasy 2  $\Delta = \pm L/750$ , gdzie L – długość całkowita elementu a  $\Delta$  – maksymalna dopuszczalna odchyłka osi kształtownika. W [87] odchyłka uzależniona jest od wysokości profilu: dla  $80 \text{ mm} < h \leq 180 \text{ mm} \rightarrow \Delta = 0,0030 L$ , dla  $180 \text{ mm} < h \leq 360 \text{ mm} \rightarrow \Delta = 0,0015 L$ , dla  $h > 360 \text{ mm} \rightarrow \Delta = 0,0010 L$ .

Podczas prostowania element przechodzi przez zestaw walców (rys. 2.27 - 2.28) - uplastycznieniu ulegają niektóre obszary elementu Prostowanie zmienia również rozkład naprężeń własnych w kształtowniku. Dokładnie zagadnienie naprężeń własnych omówiono w rozdziale 4.



Rys. 2.27. Widok maszyny do prostowania dwuteowników [30]



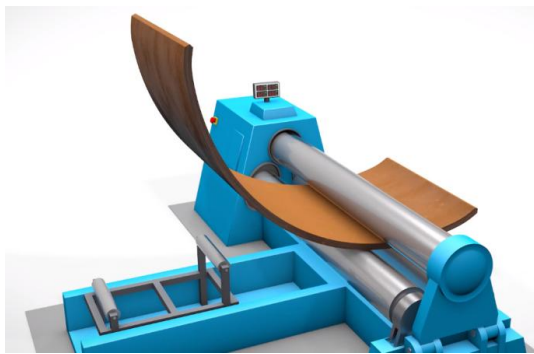
Rys. 2.28. Widok maszyny do prostowania rur [źródło: [www.cometo.ws](http://www.cometo.ws)]

### 2.5.4. Walcowanie blach

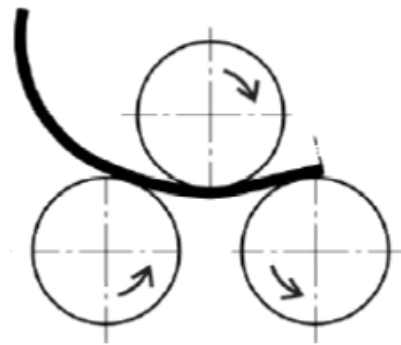
Trójpunktowe gięcie jest również stosowane podczas walcowania i zawijania blach. Maszyna w tym przypadku nadaje wygięcie poprzez przesuwanie środkowego wałka i podczas kilkukrotnego przejazdu blachy uzyskuje się krzywiznę – wycinek walca lub stożka (rys. 2.29). Metodą można wyginać blachę do 50 mm grubości przy szerokości arkusza blachy do kilku metrów.



a)



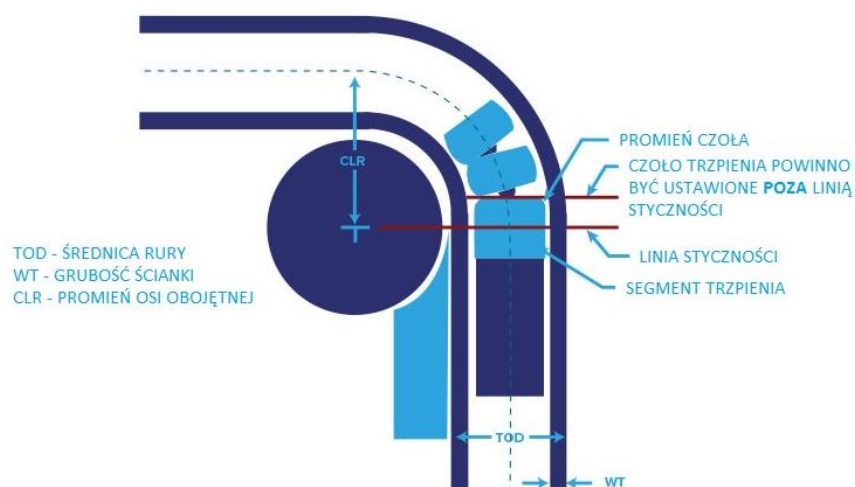
b)



Rys. 2.29. a) Wizualizacja zawijania blach [źródło: [www.kerstemeurope.com](http://www.kerstemeurope.com)], b) schemat zawijania blach [54]

### 2.5.5. Gięcie trzpieniowe

Metoda stworzona do gięcia rur do bardzo małych promieni. Pozwala ona zachować taki sam przekrój rury w łuku – brak marszczenia ścianki ściskanej lub załamania. Rurę podczas gięcia usztywnia się od środka poprzez elastyczny trzpień (rys. 2.30).

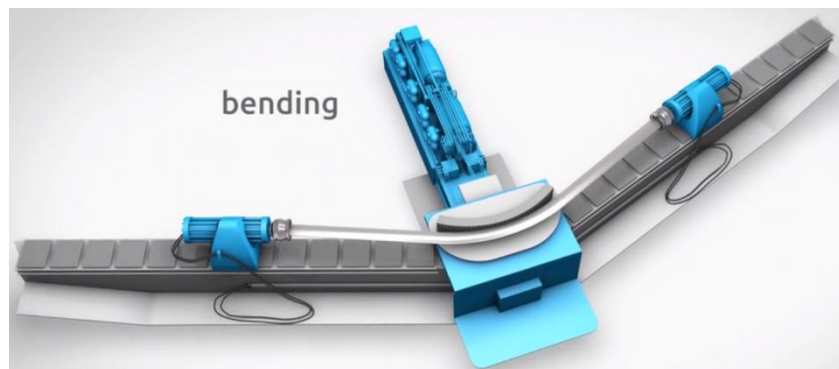


Rys. 2.30. Schemat gięcia trzpieniowego rury [źródło: [www.barnshaws.pl](http://www.barnshaws.pl)]

### 2.5.6. Stretch bending

Jest to najnowsza technologia gięcia, która powstała na potrzeby przemysłu lotniczego, obecnie jest stosowana również w budownictwie. Zapewnia ona bardzo precyzyjne i powtarzalne gięcie. Profil mocuje się w uchwytach zaciskowych i rozciągany

do uzyskania granicy plastyczności. Następnie element jest dociskany do formy przy ciągłym rozciąganiu. Po osiągnięciu pożądanego kształtu element jest wyjmowany z maszyny.



Rys. 2.31. Wizualizacja gięcia trzpieniowego [źródło: [www.kerstemeurope.com](http://www.kerstemeurope.com)]

## 2.6. Naprężenia własne

Naprężenia własne (reszkowe, rezydualne, samo zrównoważone) to wewnętrzne naprężenia występujące w materiale i elemencie niezależnie od występujących obciążeń zewnętrznych. Naprężenia samo równoważą się w taki sposób, że suma naprężeń ściskających i rozciągających w danym przekroju elementu wynosi zero. Naprężenia własne muszą spełniać następujące warunki równowagi wg wzorów (2.15) oraz (2.16):

$$\iint_A \sigma \cdot dA = 0, \quad (2.15)$$

$$\iint_A \sigma \cdot y \cdot dA = 0, \quad (2.16)$$

gdzie:

$A$  – pole przekroju elementu,

$\sigma$  – składowa naprężenia własnego normalna do przekroju  $A$ ,

$y$  – współrzędna określająca odległość od płaszczyzny neutralnej.

Niemal wszystkie procesy produkcyjne powodują powstanie naprężeń własnych. Ponadto, naprężenia te mogą powstawać w okresie eksploatacji elementu. Można wyróżnić następujące procesy, podczas których powstają naprężenia własne:

1. Nierównomierne odkształcenie plastyczne. Przykładami są wszystkie procesy technologiczne, które zmieniają kształt elementu, np. kucie, walcowanie, gięcie,

ciągnięcie, rozciąganie, prostowanie. Naprężenia własne powstają również podczas powierzchniowych odkształceń materiału m.in. w łożyskach i szynach kolejowych.

2. Modyfikacja powierzchni. Przykłady to szlifowanie, platerowanie, kulkowanie, nawęglanie a także korozja i utlenianie.
3. Przemiany fazowe materiału lub zmiana gęstości. Przykłady to m.in.: spawanie, odlewanie, hartowanie, utwardzanie, nierównomierne ogrzewanie lub chłodzenie.

Naprężenia własne można sklasyfikować na trzy typy wg [40], [3]:

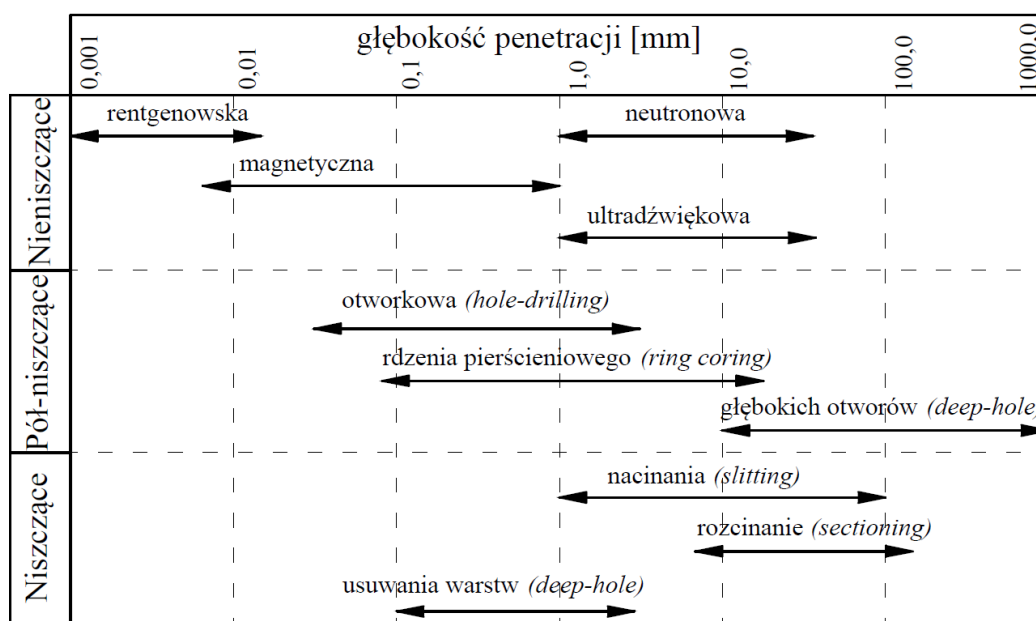
Typ I: Makronaprężenia, równoważące się w objętości całego elementu. Zakres tego typu naprężeń sięga od 1 mm wzwyż.

Typ II: Naprężenia mikro, równoważące się w objętości pojedynczych ziaren metali polikrystalicznych.

Typ III: Naprężenia, które występują w skali atomowej.

Znajomość naprężeń typu I najbardziej interesuje inżynierów i większość technik pomiarowych pozwala wyznaczyć naprężenia typu I.

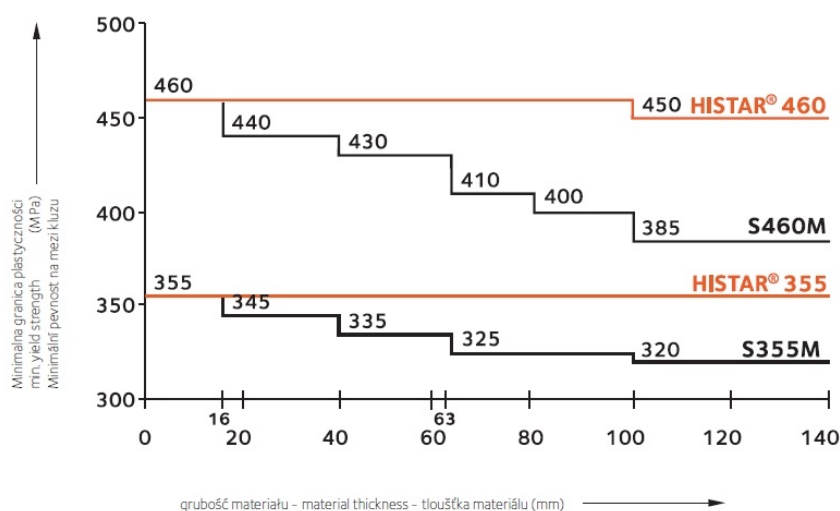
Istnieje wiele metod określenie wartości naprężeń własnych (rys. 2.32). Metody pomiarowe naprężeń własnych można podzielić na niszczące, pół-niszczące oraz nieniszczące. Dokładny opis wszystkich metod przedstawiono w [64] i [65].



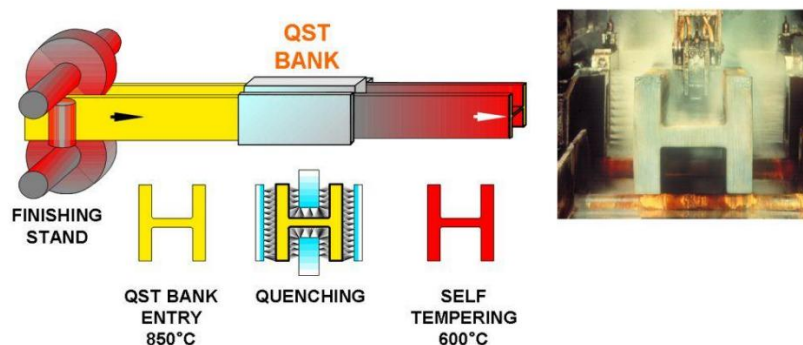
Rys. 2. 32. Zestawienie metod określania naprężeń własnych [50]

## 2.7. Stal wysokiej wytrzymałości S460 M HISTAR®

Przedmiotowa praca ma na celu podjęcie tematyki zachowania się dwuteowników walcowanych ze stali wysokiej wytrzymałości S460M HISTAR®. Stale HISTAR® opracowane przez dział Research and Development ArcelorMittal, to drobnoziarniste stale o wysokiej wytrzymałości, dobrej spawalności i udurości oraz o gwarancji charakterystycznej granicy plastyczności w całym zakresie grubości wyrobów (Rys. 2.33). Wartości granicy plastyczności dla wyrobów ze stali HISTAR® nie są zależne od grubości wyrobu, tak jak ma to miejsce w typowych gatunkach stali. Zastosowanie innowacyjnego procesu hartowania i samoodpuszczania podczas produkcji elementów ze stali HISTAR® (rys. 2.34), zostały spełnione warunki produktów zgodne z wymaganiami europejskiej normy EN 10025-4:2019 [92] dla stali konstrukcyjnych drobnoziarnistych spawalnych oraz z wymaganiami Eurokodu 3 [88].



Rys. 2. 33. Porównanie wartości granicy plastyczności pomiędzy stalą HISTAR a typowymi gatunkami stali wg [31]



Rys. 2. 34. Schemat procesu hartowania i samo odpuszczania (QST) dla gatunku stali HISTAR wg [79]

## 2.8. Dotychczasowe badania i analizy dotyczące stali odkształconej na zimno

W przedstawionym przeglądzie skupiono się na badaniach dotyczących stali odkształconej na zimno wzdłuż osi podłużnej elementu. Należy podkreślić, że zdecydowaną większość badań na świecie stanowiła stal odkształcona na zimno w elementach cienkościennych giętych na zimno z blach, gdzie odkształcenie na zimno następuje prostopadle do osi podłużnej elementu, co nie jest bezpośrednio związane z podejmowaną tematyką w pracy. Z uwagi na powstanie nowych gatunków stali konstrukcyjnych stosowanych w budownictwie, brak jest prac dotyczących badań stali S460M poddanej odkształceniom na zimno.

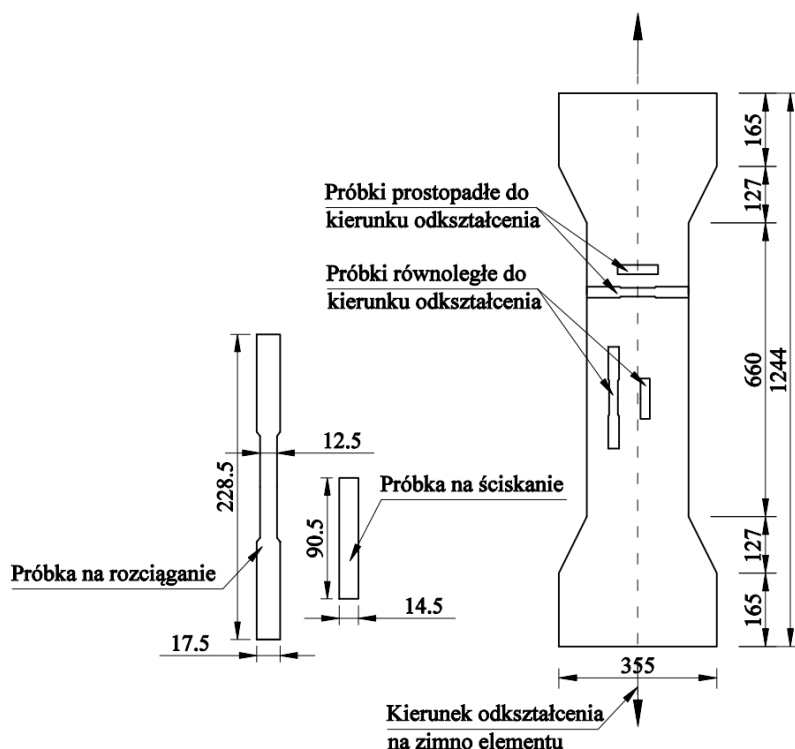
Badania i wytyczne literaturowe w obszarach związanych bezpośrednio z analizowaną tematyką można podzielić na:

- badania materiałowe stali odkształconej na zimno,
- badania naprężeń własnych w elementach poddanych formowaniu na zimno,
- symulacje gięcia na zimno na elementach w skali technicznej,
- wytyczne normowe.

Bardzo ciekawe stwierdzenie sformułował Adams w pracy doktorskiej z 1966 r. w USA [2] napisał następujące zdanie: „*powszechną praktyką jest pomijanie wpływu gięcia na zimno na zachowanie się elementów stalowych*”. Stwierdzenie wydaje się być aktualne do dzisiejszego dnia, a przedmiotowa rozprawa ma podkreślić aktualność zagadnienia i konieczność naświetlenia pewnych problemów.

### 2.8.1. Badania materiałowe stali

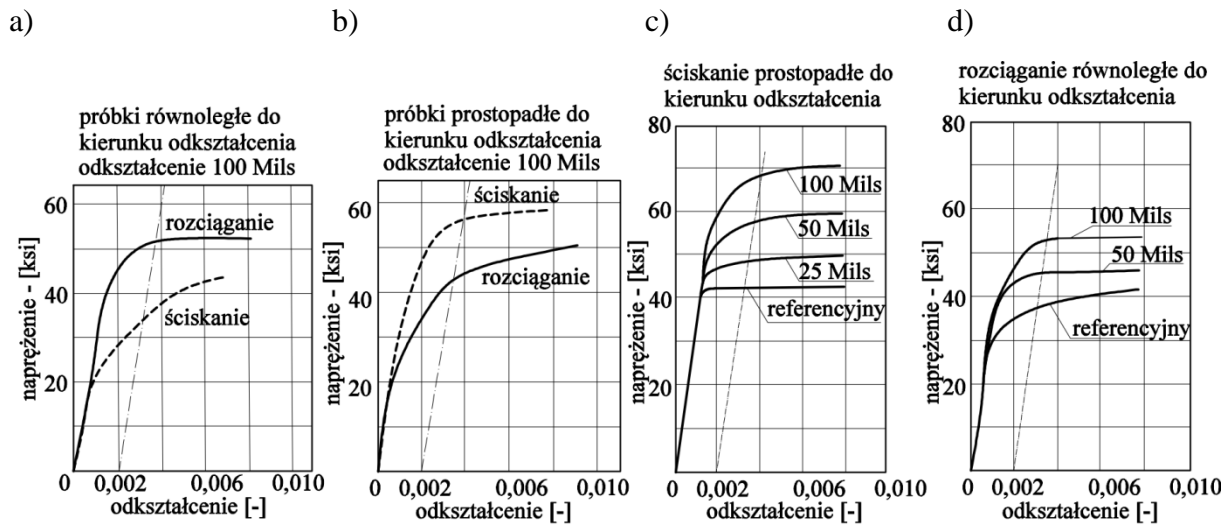
Jedne z pierwszych badań dotyczących wpływu równomiernego rozciągania na zimno blach stalowych na właściwości mechaniczne stali przedstawiono w obszernej pracy z 1963 r. [13]. Zespół Chajes'a (Ithaca, New York) przeprowadził badania na próbkach pobranych z blach poddawanych, różnym stopniom odkształcenia na zimno (Rys. 2.35). Przeprowadzono analizy zachowania się stali zarówno dla prób rozciągania jak i ściskania.



Rys. 2.35. Szkic elementów badawczych [mm] wg [13]

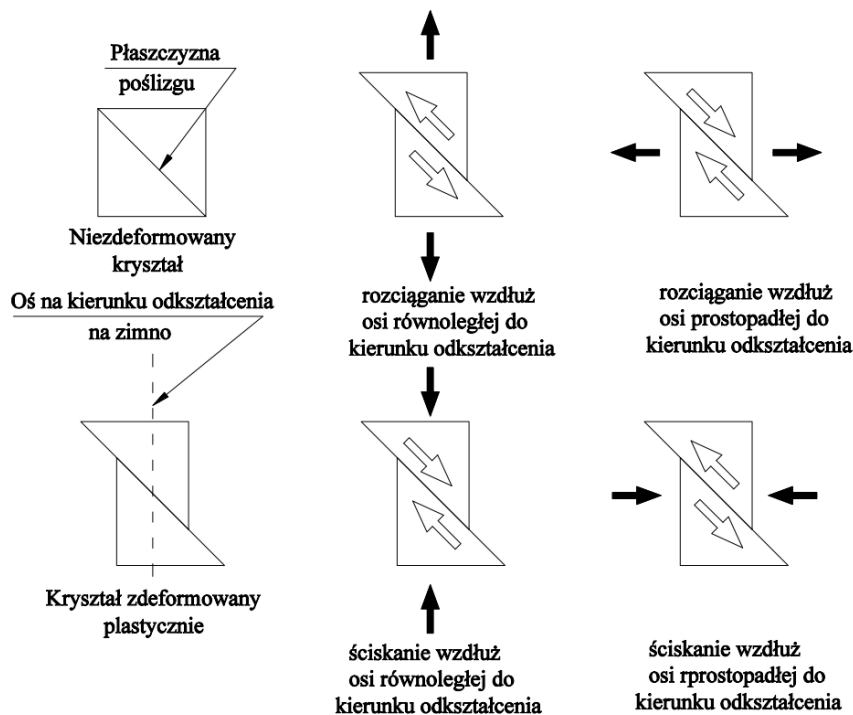
W pracy analizowano również efekt Bauschinger'a oraz tzw. odwrotny efekt Bauschinger'a (zachowanie się stali w kierunku prostopadłym do kierunku odkształcenia na zimno) dla różnych gatunków stali ówczasnie stosowanych. Zaobserwowano różne tendencje zmiany właściwości stali w zależności od kierunku badania. Wybrane wyniki z badań przedstawiono na rysunku 2.36. Na rys. 2.36 a) i b) przedstawiono krzywe dla rozciągania stali odpowiednio w kierunku podłużnym do odkształcenia na zimno i w kierunku prostopadłym. Można zauważyć, że jeśli w kierunku podłużnym granica plastyczności na rozciąganie wzrasta to w kierunku prostopadłym do odkształcenia wzrasta granica plastyczności na ściskanie i na odwrót. Na rys. 2.36 c) i d) autorzy przedstawili wzrost granicy plastyczności w zależności od stopnia odkształcenia na zimno w stosunku do materiału rodzimego. Im w próbka była poddana większym odkształceniom na zimno, tym

obserwowano większy wzrost granicy plastyczności na rozciąganie dla próbek pobranych wzdłuż kierunku odkształcenia na zimno i ściskanie dla próbek pobranych prostopadłe do kierunku odkształcenia na zimno.



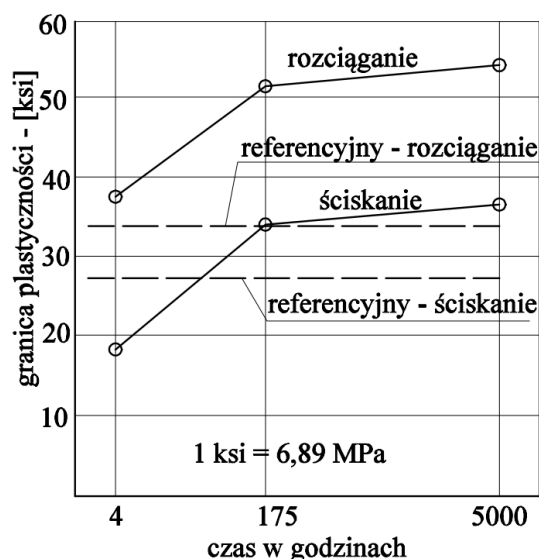
Rys. 2.36. Wybrane wyniki badań dla próbek ściskanych i rozciąganych w kierunkach prostopadłych względem siebie wg [13]

Autorzy bardzo przystępnie przedstawili zjawisko efektu Bauschingera i odwrotnego efektu Bauschingera na podstawie pracy pojedynczych kryształów (rys. 2.37).



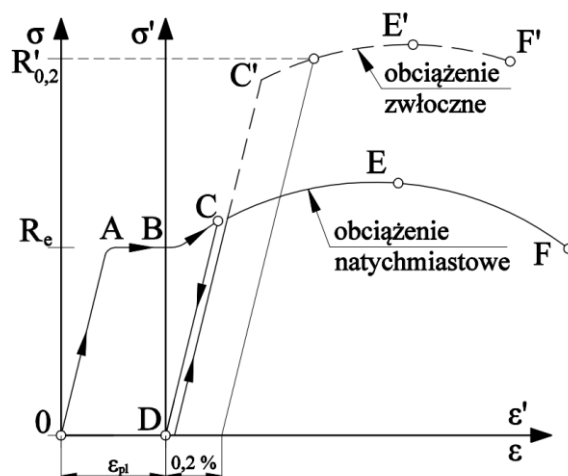
Rys. 2.37. Efekt Bauschinger'a zachodzący w obszarze pojedynczych kryształów wg [13]

Weryfikowano również proces zmiany właściwości mechanicznych w czasie. Można zaobserwować inne zachowanie się materiału po bezzwłocznym obciążeniu do formowaniu na zimno, a inne po odpowiednio długim czasie (rys. 2.38.). Z wykresu wynika, że po okresie ok. 175 godzin (1 tydzień) następuje wzrost o ok. 20 % zarówno w granicy plastyczności z uwagi na ściskanie jak i rozciąganie odnosząc się do wartości bezpośrednio po procesie gięcia (do 4 godzin po gięciu).



Rys. 2.38. Zmiana właściwości stali w czasie po odkształceniu na zimno wg [13]

Na podstawie analiz przedstawiono wykres zależności naprężenia od odkształcenia dla stali przed odkształceniem na zimno i po odkształceniu na zimno (rys. 2.39). W polskiej literaturze wykres zaprezentowano m.in. w pracy [63].



Rys. 2.39. Zależność naprężenia od odkształcenia materiału w układzie współrzędnych  $\sigma$ - $\epsilon$  przed zgniotem na zimno i  $\sigma'$ - $\epsilon'$  po zgniotcie



Materiał, który doznał odkształcenia plastycznego na zimno, do punktu C, a następnie został odciążony (prosta C-D), zmniejsza swoją odporność na kruche pękanie wskutek zmniejszenia wydłużenia całkowitego. Gdyby ponowne obciążenie konstrukcji było natychmiastowe, zależność  $\sigma$ - $\varepsilon$  byłaby reprezentowana linią DCEF. Sytuacja taka jest mało realna ze względu na proces przygotowania i realizacji obiektu do czasu eksploatacji. Najczęściej obciążenie następuje po pewnym czasie (obciążenie zwłoczne) – zależność  $\sigma$ - $\varepsilon$  przebiega wtedy linią DC'E'F'. Należy wtedy ustalić nową, umowną granicę plastyczności  $R'_{0,2}$ .

Zespół Chajes'a uznał, że zmiany właściwości mechanicznych stali są uwarunkowane głównie trzema zjawiskami: utwardzeniem, efektem Bauschinger'a oraz starzeniem się stali, ponadto z przeprowadzonych badań wyciągnięto poniższe wnioski:

- rozciąganie na zimno blach w jednym kierunku ma wyraźny wpływ na właściwości mechaniczne materiału, nie tylko w kierunku rozciągania, ale także w kierunku do niego prostopadłym,

- niezależnie od kierunku badań zaobserwowano wzrost granicy plastyczności i wytrzymałości na rozciąganie oraz spadek ciągliwości, zawsze było to zależne proporcjonalnie od stopnia odkształcenia na zimno,

- porównanie granicy plastyczności przy rozciąganiu z tą przy ścisaniu wskazuje na obecność znanego efektu Bauschinger's w kierunku podłużnym i mniej znanego odwrotnego efektu Bauschinger'a w kierunku poprzecznym,

- porównanie dwóch stali o różnych stosunkach  $f_u/f_y$  wskazuje, że im większy jest ten stosunek, tym większy efekt umocnienia odkształceniowego. W efekcie czego dwie stale o tej samej granicy plastyczności ale różnych wytrzymałościach na rozciąganie będą różnie reagować na takie same odkształcenie na zimno,

- starzenie w temperaturze pokojowej przez jeden do dwóch tygodni po odkształceniu na zimno, powoduje wzrost granicy plastyczności oraz wytrzymałości na rozciąganie. Wzrosty występują w przypadku rozciągania jak i ścisania zarówno w kierunku poprzecznym jak i podłużnym,

- następstwem rozciągania na zimno stali jest zanik wyraźnej granicy plastyczności oraz zmniejszenie ciągliwości stali,

- autorzy sugerują, że wzrost granicy plastyczności oraz zmniejszenie ciągliwości jest bezpośrednio związane z występowaniem tzw. mechanizmu Cottrell'a – sprężystym blokowaniem dyslokacji [16],

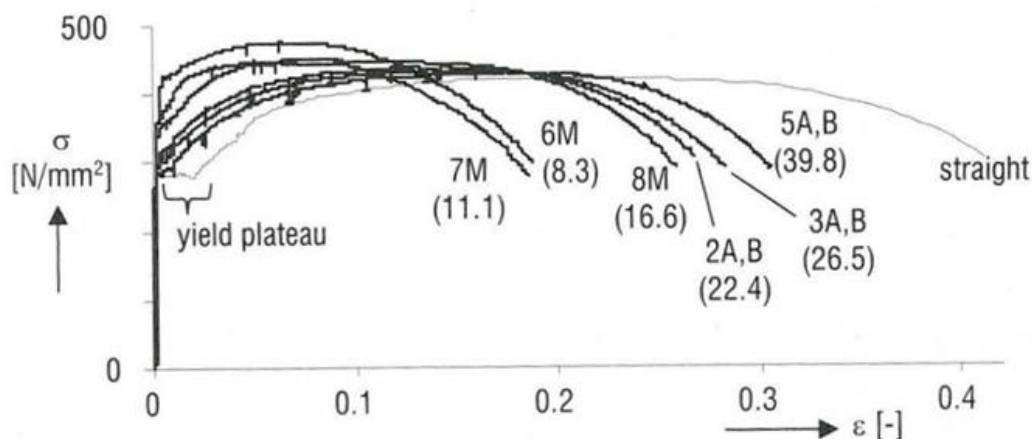
- porównanie wyników dla różnych gatunków stali wskazuje, że wzrost granicy plastyczności i wytrzymałości na rozciąganie jest mniejszy w stalach uspokojonych. Wynika to głównie z mniejszego wpływu starzenia się stali co powoduje, również mniejszą utratę ciągliwości stali uspokojonej w stosunku do nieuspokojonej.

Tematykę zmian właściwości mechanicznych stali w dwuteownikach walcowanych poddanych gięciu na zimno podjęto dopiero w 2005 r. w Holandii, gdzie zrealizowano pracę doktorską na temat stateczności łuków stalowych [57]. Gięciu rolkowemu na zimno poddano dwa typy przekrojów – HEA 100 oraz model przekroju HEB 600 w skali 1:6,25. Wykonanych ze stali S235JRG2. W tablicy 2.3. zestawiono parametry gięcia przyjęte w pracy [57]. Analizowano stopnie odkształcenia stali na zimno DCF w zakresie od 1,26 % do 6,03 %.

Tab. 2.3. Przyjęte parametry do badań materiałowych w [57]

Profil katalogowy	Gatunek stali	Oznaczenie elementu badawczego	Promień gięcia [mm]	Stopień wygięcia $R/h$ [-]	DCF = $h/2R$ [%]
HEA 100	S235JRG2	1A, 1B, 1C	1910	19,9	2,51
		2A, 2B	2149	22,4	2,23
		3A, 3B	2546	26,5	1,89
		4A, 4B	3125	32,6	1,54
		5A, 5B, 5C	3820	39,8	1,26
model HEB 600	S235JRG2	6M	796	8,3	6,03
		7M	1061	11,1	4,52
		8M	1592	16,6	3,03

W doktoracie przedstawiono jedynie zestawienie krzywych  $\sigma$ - $\epsilon$  dla badań próbek na rozciąganie z pasów górnych elementów badawczych – rozciąganych podczas gięcia (rys. 2.40). Na rysunku można zaobserwować zmieniające się maksymalne wydłużenie przy zerwaniu próbek (dla elementów wg tablicy 2.3) w zależności od stopnia odkształcenia wraz z zanikaniem półki plastycznej.



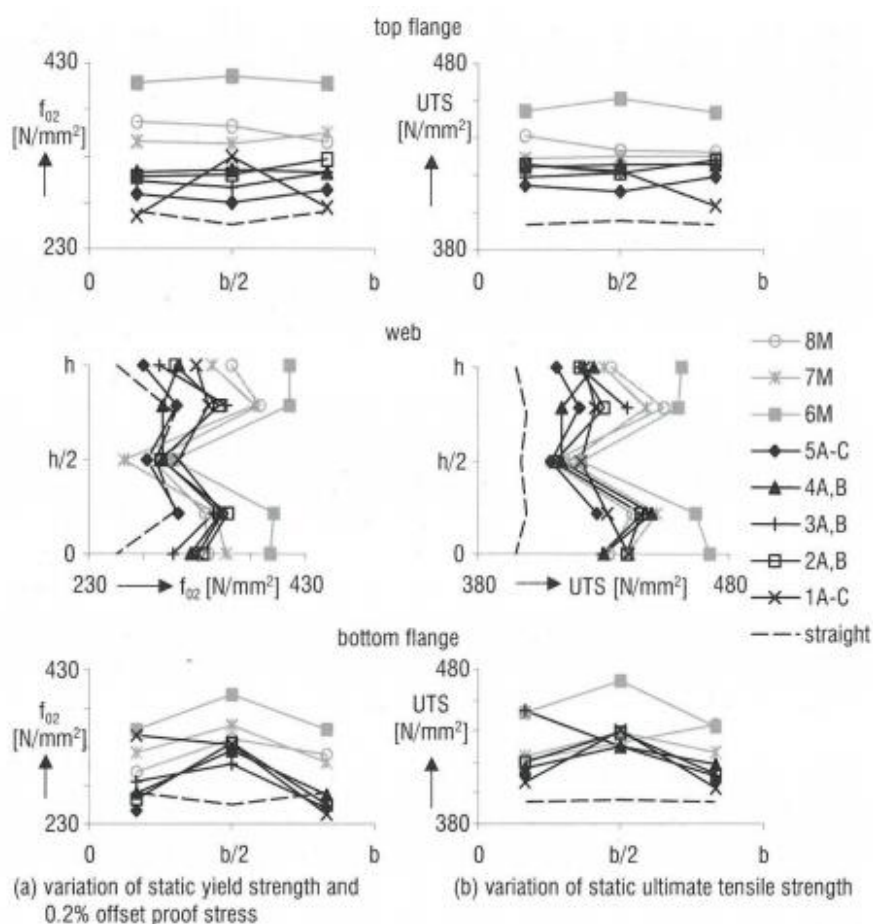
Rys. 2.40. Krzywe  $\sigma$ - $\epsilon$  dla rozciągania próbek z pasów górnych elementów badawczych – rozciąganych podczas gięcia rolkowego [57] – *straight* – element prosty - referencyjny, *yield plateau* – półka plastyczna, 6M – oznaczenie elementu wg tablicy 2.1

Zbiorne wyniki granic plastyczności ze wszystkich przeprowadzonych prób rozciągania (rys. 2.41). Punktami oznaczono wartości uzyskane z badań – odcinakami prostymi połączono punkty w celu przedstawienia przewidywanych wartości w pozostałych obszarach. Linia przerywaną przedstawiono wartości otrzymane dla elementu prostego. W zdecydowanej większości obserwuje się wzrost granicy plastyczności i wytrzymałości na rozciąganie stali, wyjątek stanowią jedynie próbki pobrane z pasów ściskanych podczas gięcia, których skrajne części pasa wykazują niższą granicę plastyczności w stosunku do próbek z elementu prostego.

Z przeprowadzonych badań materiałowych autor przedstawił ogólne wnioski:

- w większości próbek zaobserwowano wzrost granicy plastyczności, największy wzrost wystąpił w próbkach pobranych ze środkowej części pasów dolnych,
- zmiana wydłużenia próbek przy zerwaniu była odwrotnie proporcjonalna do stopnia wygięcia elementów,
- z uwagi na niejednorodny rozkład właściwości mechanicznych w przekroju badanych elementów, w przyszłości należy zaproponować prawa materiałowe, które umożliwią modelowanie i obliczanie elementów giętych na zimno przez projektantów.

Autor podkreślił, również, że należy przeprowadzić szersze badania dla różnych kształtowników oraz różnych gatunków stali.



Rys.2.41. Zbiorcze zestawienie wyników badań próbek na rozciąganie, a) lewa kolumna– wartości granicy plastyczności, b) prawa kolumna - wartości wytrzymałości na rozciąganie, *top flange* – pas górny (rozciągany podczas gięcia), *web* – śródnik, *bottom flange* – pas dolny (ściskany podczas gięcia), wg [57]

Najszerze badania materiałowe przedstawiono w pracy [70] z 2011 r. Prace stanowiły kontynuację doktoratu Poudre [57] przez naukowców z tego samego ośrodka z Eindhoven (Holandia) i były przeprowadzone w ramach większego projektu badawczego. Autorzy wykonali badania materiałowe dla czterech różnych kształtowników (HEA100, HEB 100, HEB 360, IPE 360), różnych promieni gięcia dla stali S235 i S355. Dokładne zestawienie parametrów gięcia elementów badawczych przedstawiono w tabelicy 2.4. Zespół Spoorenberg’a przeanalizował stopnie odkształcenia w zakresie od 1,31 % do maksymalnie 4,00 %.

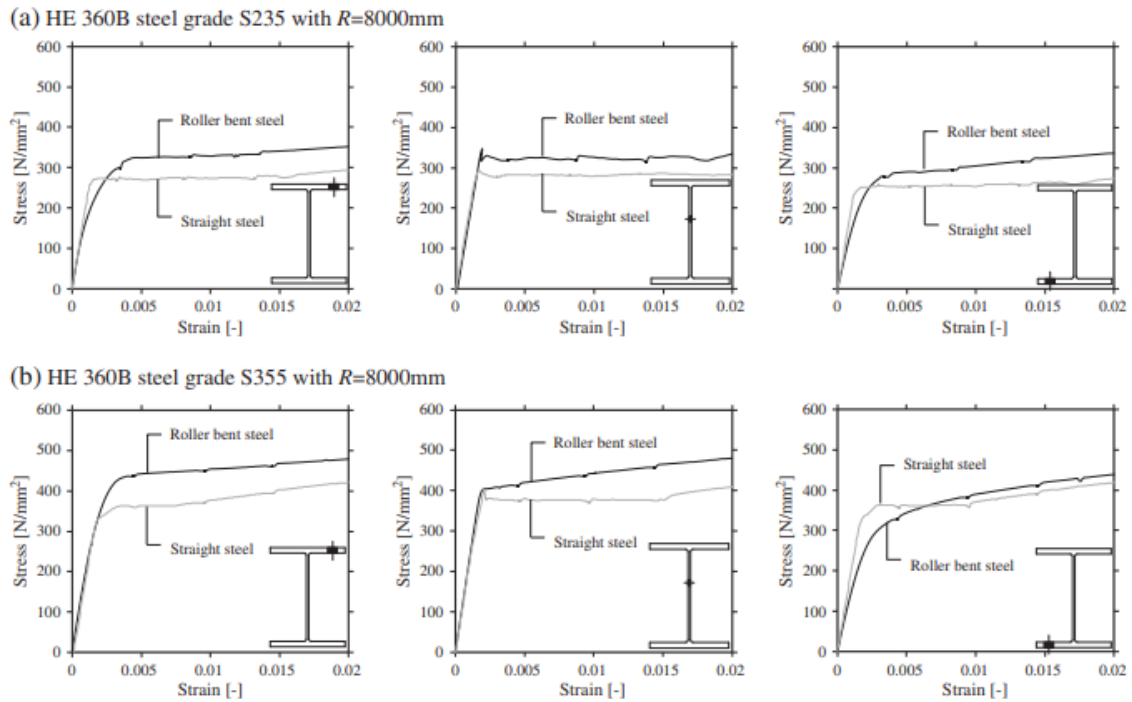
W pierwszym etapie badań porównano wyniki badań próbek materiałowych na rozciąganie z elementów referencyjnych do elementów wygiętych na zimno. Na rysunku 2.42. przedstawiono wybrane wyniki badań dla przekroju HEB 360 wywalcowanego ze stali S235 i S355 – porównano krzywe naprężenie-odkształcenie dla rozciągania próbek z różnych lokalizacji przekroju w elemencie zakrzywionym promieniem  $R=8000$  mm i elemencie

prostym. Można zaobserwować różne krzywe materiałowe w zależności od miejsca pobrania próbki z elementu wygiętego na zimno.

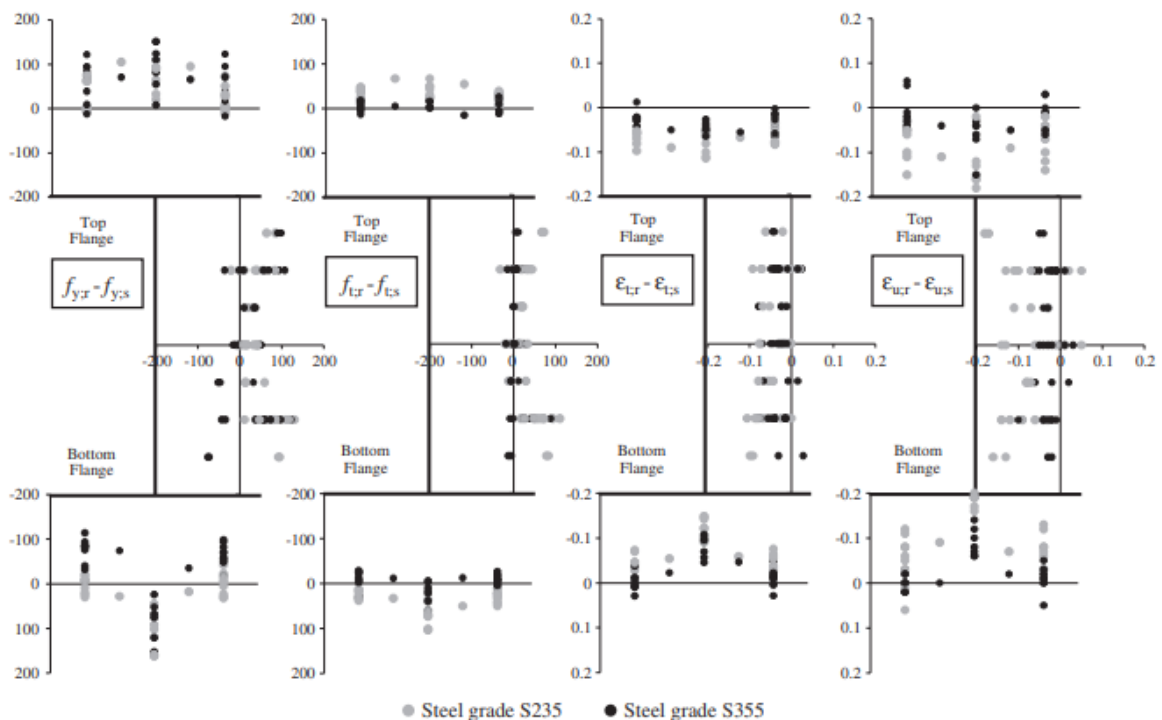
Tab. 2.4. Przyjęte parametry do badań materiałowych w [70]

Profil katalogowy	Gatunek stali	Promień gięcia [mm]	Stopień wygięcia $R/h$ [-]	DCF = $h/2R$ [%]
HEA 100	S235	1910	19,89	2,51
		2546	26,52	1,89
		3820	39,79	1,26
	S355	1910	19,89	2,51
		2546	26,52	1,89
		3820	39,79	1,26
HEB 100	S235	1910	19,10	2,62
		2546	25,46	1,96
		3820	38,20	1,31
	S355	1910	19,10	2,62
		2546	25,46	1,96
		3820	38,20	1,31
HEB 360	S235	8000	22,22	2,25
	S355	8000	22,22	2,25
IPE 360	S235	4500	12,50	4,00
		4500	12,50	4,00
	S355	8000	22,22	2,25
		8000	22,22	2,25

Na rysunku 2.43. zaprezentowano zestawione wyniki dla wszystkich prób prezentując zmiany w granicy plastyczności,  $f_t$  – wytrzymałości na rozciąganie,  $\varepsilon_t$  – odkształceniu przy osiągnięciu maksymalnego naprężenia,  $\varepsilon_u$  – odkształceniu przy zerwaniu, dla badanych gatunków stali. Szarym kolorem przedstawiono wyniki dla stali S235, czarnym dla stali S355. Na rysunku można zaobserwować, że skrajne części pasa ściskanego podczas gięcia na zimno wykazuje inne właściwości niż pozostałe miejsca przekroju, a zależność ta pogłębia się wraz ze wzrostem granicy plastyczności materiału referencyjnego. Zaobserwowano, że wytrzymałość na rozciąganie po gięciu na zimno wzrasta – jednak większe wzrosty dotyczą stali o niższej klasie. Z badań wynika, również, że obniżenie ciągliwości – wydłużenie próbki przy zerwaniu, jest najbardziej widoczne w środkowej części pasów.

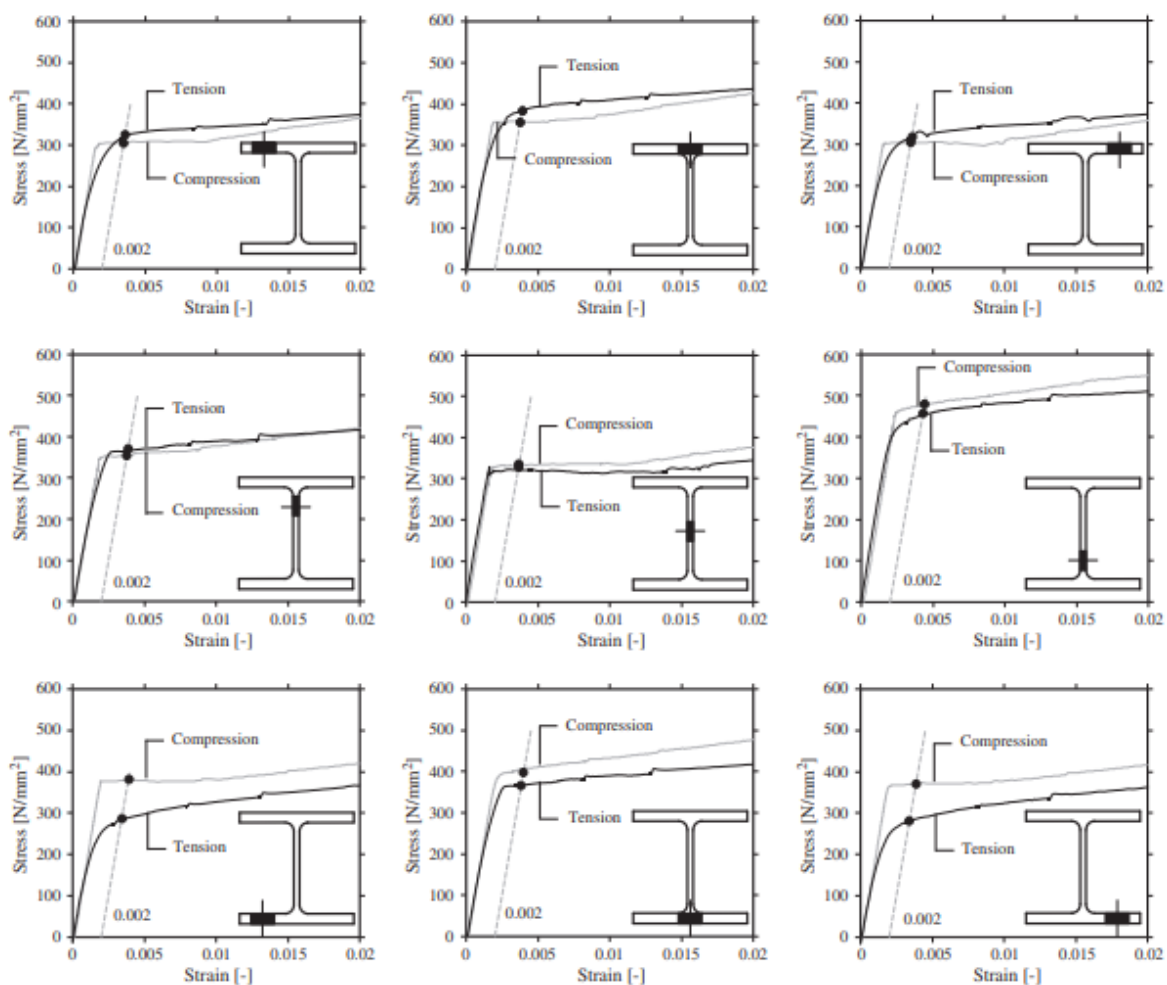


Rys. 2.42. Krzywe  $\sigma$ - $\varepsilon$  dla prób rozciągania próbek pobranych z elementu referencyjnego i elementu poddanego gięciu na zimno wg [70], *roller bent steel* – stal poddana gięciu na zimno, *straight steel* – stal z elementu referencyjnego, *stress* – naprężenie, *strain* – odkształcenie



Rys. 2.43. Zmiany we właściwościach materiałowych dla stali S235 i S355 (naprężenia w  $N/mm^2$ ) wg [70], *top flange* – pas górny (rozciągany podczas gięcia), *web* – środknik, *bottom flange* – pas dolny (ściskany podczas gięcia),  $f_{y,r}$  – granica plastyczności elementu giętego na zimno,  $f_{y,s}$  – granica plastyczności elementu prostego,  $f_{t,r}$  – wytrzymałość na rozciąganie dla próbek z elementu giętego na zimno,  $f_{t,s}$  – wytrzymałość na rozciąganie dla próbek z elementu prostego

W publikacji porównano również zachowanie się stali podczas próby rozciągania w stosunku do próby ściskania. Na rysunku 2.44 przedstawiono krzywe naprężenie–odkształcenie dla prób ściskania i rozciągania dla kształtownika HEA 100 ze stali S235 wygiętego promieniem 1910 mm ( $DCF = 2.62\%$ ). Przeprowadzone analizy wykazały inne charakterystyki materiałowe dla próbek ściskanych i rozciąganych. Zachowanie materiału jest również inne dla pasa ściskanego podczas gięcia i rozciąganego podczas gięcia. Najbardziej interesujące zmiany zaobserwowano w skrajnych częściach pasa ściskanego, gdzie granica plastyczności na ściskanie osiąga wyższe wartości niż dla próbek rozciąganych. Odmienna sytuacja jest w pasie rozciągającym podczas gięcia, gdzie granica plastyczności na rozciąganie jest wyższa niż na ściskanie. Takie rezultaty sugerują na występowanie efektu Bauschingera w dwuteowych elementach poddanych gięciu na zimno.



Rys. 2.44. Zestawienie krzywych z prób na ściskanie i rozciąganie dla HEA 100 ze stali S235 o promieniu  $R = 1910$  mm wg [70], *stress* – naprężenie, *strain* – odkształcenie, *compression* – ściskanie, *tension* - rozciąganie

W wyniku przeprowadzonych szerokich badań materiałowych autorzy sformułowali następujące wnioski:

- dla próbek pobranych z górnych pasów (rozciąganych podczas gięcia) elementów zakrzywionych zaobserwowano zarówno wzrost granicy plastyczności (średnio o ok. 50 MPa) jaki i wytrzymałości na rozciąganie (wzrost średnio o 20 MPa),

- w całym przekroju obserwuje się spadek ciągliwości próbek, największy wykazują próbki ze środkowej części pasa ściskanego podczas gięcia – nawet o 20%,

- dla pasa dolnego (ściskanego podczas gięcia rolkowego) wyniki eksperymentalne pokazują, że granica plastyczności na rozciąganie w skrajnych częściach pasa spada nawet o 100 MPa,

- zmiana właściwości materiałowych w środku jest zależna od odległości miejsca pobrania próbki od osi obojętnej przekroju. Konsekwencje procesu gięcia w środku są mniejsze niż w pasach.

Autorzy zaobserwowali również, że w pasie dolnym (ściskanym podczas gięcia) obserwuje się mniejsze wartości modułu Younga w stosunku do pasa rozciąganego podczas gięcia. Zmiana właściwości mechanicznych stali spowodowana gięciem na zimno nie jest równomierna i nie jest liniowo zmienna w przekroju. Autorzy postawili wniosek, że zmiana właściwości nie jest zależna od rodzaju kształownika a jedynie od stopnia odkształcenia na zimno (stopnia wygięcia) oraz od gatunku stali. Bardziej widoczne zmiany właściwości są obserwowane dla małych promieni gięcia i dla stali o wyższej granicy plastyczności, co potwierdza słuszność badania nowych gatunków stali o wyższych parametrach wytrzymałościowych.

Ważnym aspektem z uwagi na projektowanie stalowych konstrukcji łukowych jest wniosek, że właściwości mechaniczne nie zmieniają się symetrycznie w przekroju w zależności od odległości od osi obojętnej, materiał z pasa rozciąganego podczas gięcia zachowuje się inaczej niż materiał z pasa ściskanego podczas gięcia a różne moduły Young'a powodują przesunięcie osi obojętnej i asymetryczny rozkład sił względem osi głównej.

Autorowi przedmiotowej pracy nie są znane publikacje dotyczące badań materiałowych dotyczących dwuteowników giętych na zimno walcowanych z nowoczesnych stali drobnoziarnistych, brak jest również w literaturze badań materiałowych dla elementów giętych względem słabej osi przekroju.

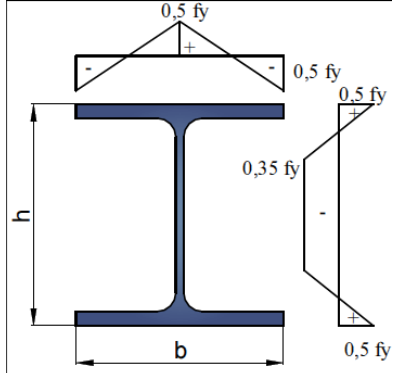
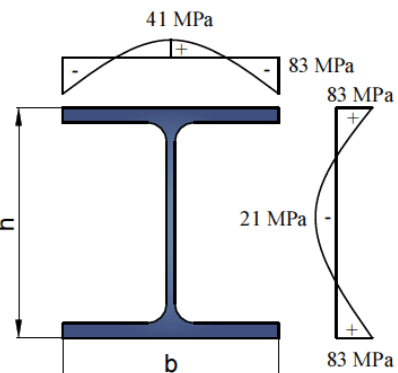
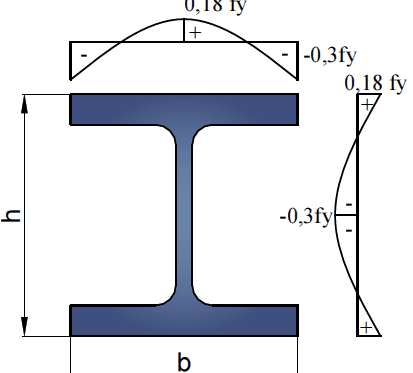
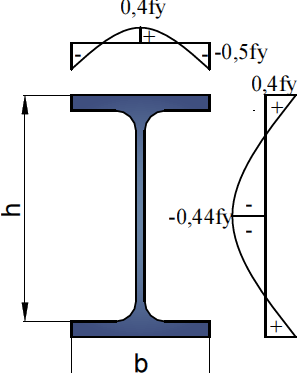


## 2.8.2. Badania naprężeń własnych

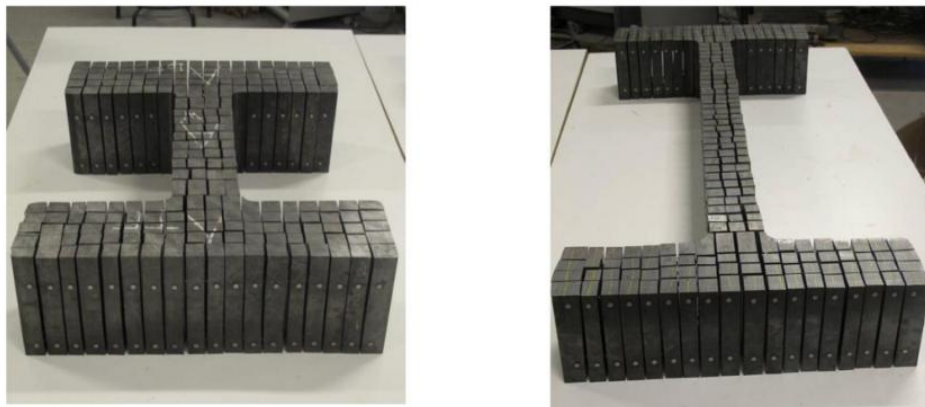
Badaniami naprężeń własnych w dwuteowych kształtownikach prostych zajmowało się wielu naukowców na całym świecie. Do najbardziej wartościowych prac można zaliczyć np.: [4], [22], [45], [76]. Jedyne badania naprężeń własnych w dwuteownikach grubościennych wykonanych ze stali S460 M HISTAR opublikowano w pracy [72]. W tabelicy 2.5. zestawiono wybrane wytyczne dotyczące rozkładów naprężeń walcowniczych w dwuteownikach.

Tab. 2.5. Zestawienie rozkładów naprężeń walcowniczych dla dwuteowników

Źródło	$h/b \leq 1.2$	$h/b > 1.2$
DIN 18800 [84]		
ECCS Publications No. 33 [20]		
Johansson i in. [34]		

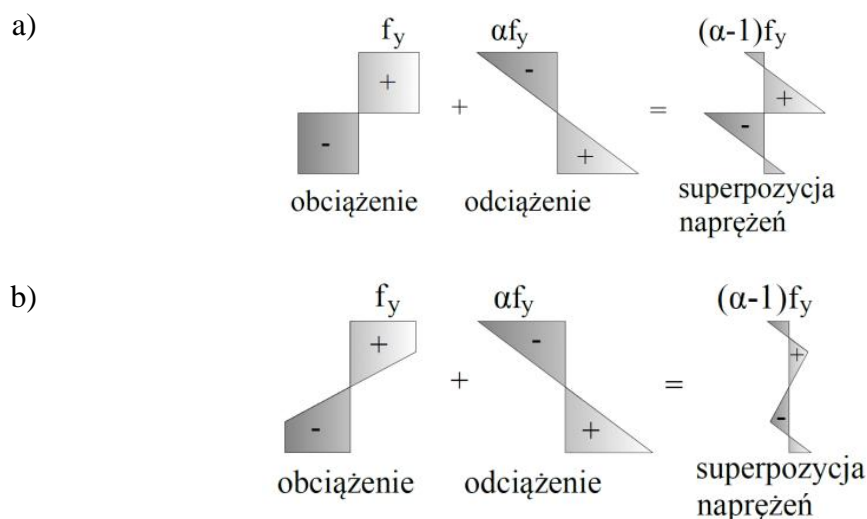
Pi Y-L [56]		Beedle and Tall [9]	
HD 400x1202		HL 920x1377	
Spoorenberg i in. [72]			

Większości z rozpatrywanych modeli, rozkłady naprężeń walcowniczych zależne są od stosunku wysokości kształtownika do jego szerokości  $h/b$ . W wytycznych europejskich [19], normowych [84], oraz w pracy [56] wartości naprężeń walcowniczych uzależniono od granicy plastyczności stali, w wytycznych z prac [9], [34] podano wartości ściśle określone. Dla nowej grupy kształtowników grubościennych HD i dużych wymiarów HL zespół Spoorenberg'a przeprowadził badania i na podstawie wyników z metody rozcinania (*sectioning*) zaproponował własne rozkłady - rys. 2.45.



Rys. 2.45. Widok dwuteowników stalowych HD oraz HL po wykonaniu pomiarów naprężeń własnych metodą rozcinania wg [23]

Pierwsze próby określenia rozkładu naprężeń własnych w elemencie giętym na zimno podjął Timoshenko w 1940 r. [48], [74]. Zaproponował teoretyczny model wyznaczenia naprężeń powstałych po formowaniu na zimno materiałów. Przedstawił on model, w którym ostateczne naprężenia własne po gięciu wynikają z superpozycji naprężeń powstałych podczas obciążania i odciążania elementu (rys. 2.46a).



Rys. 2.46. Model teoretyczny gięcia na zimno: a) wg Timoshenki [74], b) z niepełnym uplastycznieniem

W celu uformowania elementu należy doprowadzić do jego uplastycznienia. Następnie, po odciążeniu belka sprężycie, częściowo wraca do pierwotnego położenia. Moment powodujący uplastycznienie belki nazwano  $M_{pl}$ , moment powstający po odciążeniu będzie momentem sprężystym i oznaczono go  $M_{sb}$  („spring back”). Momenty te ostatecznie muszą się równoważyć (2.17):.

$$M_{pl} + M_{sb} = 0, \quad (2.17)$$

$$f_y W_{pl} = -\sigma W_{sp}, \quad (2.18)$$

gdzie:

$W_{pl}$  – wskaźnik plastyczny przekroju,

$W_{sp}$  – wskaźnik sprężysty przekroju.

Naprężenia powstałe w skrajnych włóknach podczas działania  $M_{sb}$ :

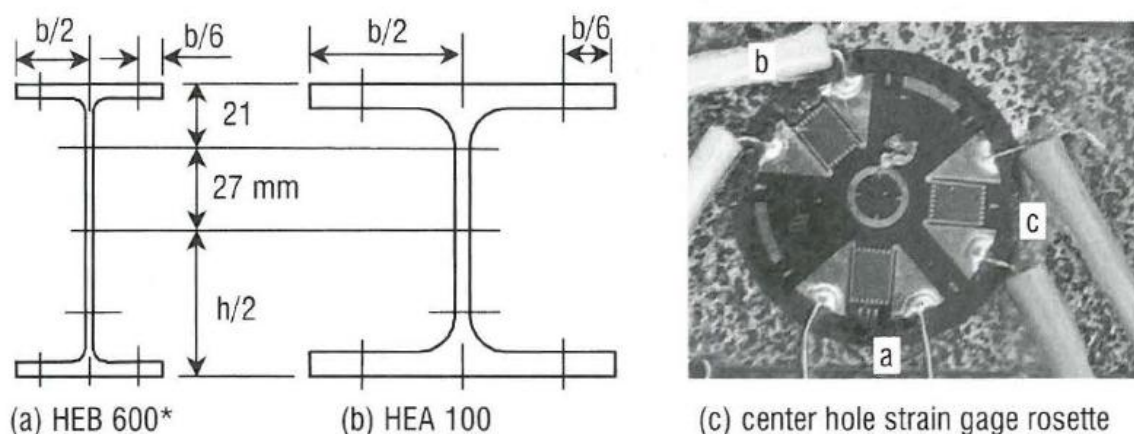
$$\sigma = -\frac{f_y W_{pl}}{W_{sp}}. \quad (2.19)$$

Natomiast naprężenia powstałe po odciążeniu można określić według wzoru:

$$\sigma' = \left( \frac{W_{pl}}{W_{sp}} - 1 \right) f_y = (\alpha - 1) f_y . \quad (2.20)$$

Można zauważyć, że wg Timoshenki naprężenia powstałe w włóknach skrajnych są zależne jedynie od stosunku wskaźnika plastycznego przekroju do wskaźnika sprężystego oraz od granicy plastyczności materiału. Model przedstawiony na rysunku 2.46 b zakłada rzeczywisty rozkład naprężeń podczas obciążania elementu (niepełne uplastycznienie) i w konsekwencji inny rozkład naprężeń pozostających po gięciu.

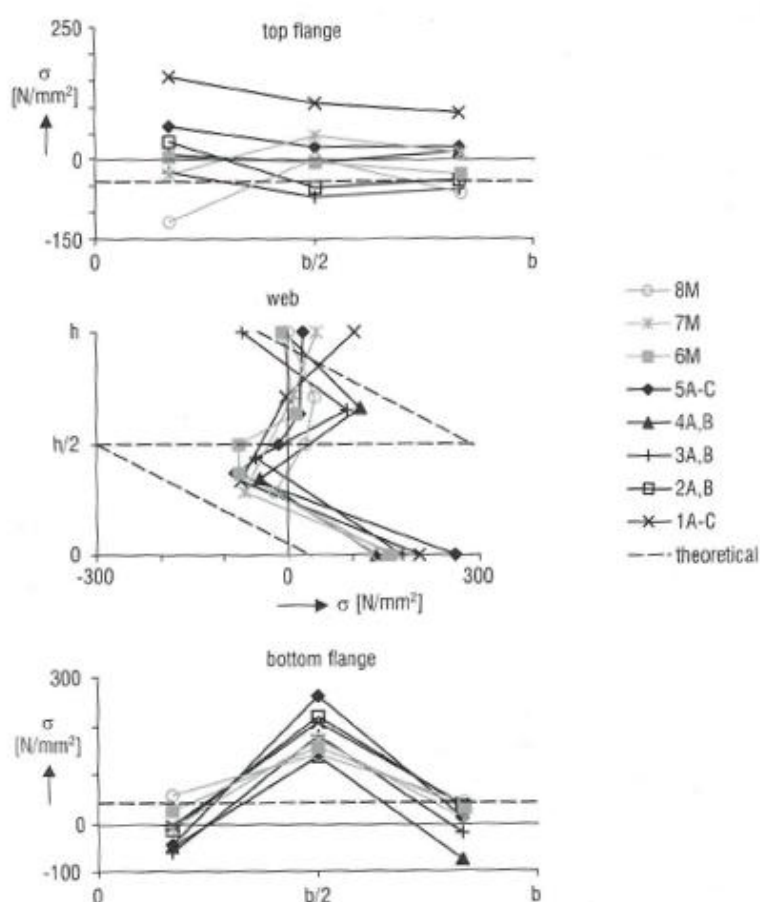
Badania na rzeczywistych, dwuteowych elementach poddanych rolkowemu gięciu na zimno względem silnej osi opisano w pracy [57]. Poudre użył metody otworkowej do przeprowadzenia badań. Parametry elementów badawczych oraz oznaczenia zestawiono we wcześniejszej tabelicy 2.3. Na rysunku 2.47. przedstawiono miejsca w przekroju, w których dokonywano wierceń. Należy podkreślić, że badania prowadzono dla elementów walcowanych ze stali S235 i S355.



Rys. 2.47. a), b) Lokalizacja miejsc pomiarów metodą otworkową, c) widok rozety tensometrycznej wg [57]

Autor zauważył, że otrzymane rezultaty nie pokrywają się z założeniami teoretycznymi wg Timoshenki. Zaobserwowano znaczne różnice w wartościach naprężeń oraz zmienny rozkład po szerokości pasów w stosunku do teoretycznego modelu. Za przyczyny różnic uznano, że założenia Timoshenki zostały wyprowadzone wyłącznie dla zginanego przekroju prostokątnego i tylko dla takiego przekroju są one poprawne, ponieważ w dwuteownikach występuje zmiana sztywności po szerokości przekroju i duży wpływ docisku wałka nadającego krzywiznę. Ponadto analiza Timoshenki opiera się na założeniu jednorodności materiału, podczas gdy z badań wynika, że granica plastyczności jest zmienna w zależności od lokalizacji w przekroju.

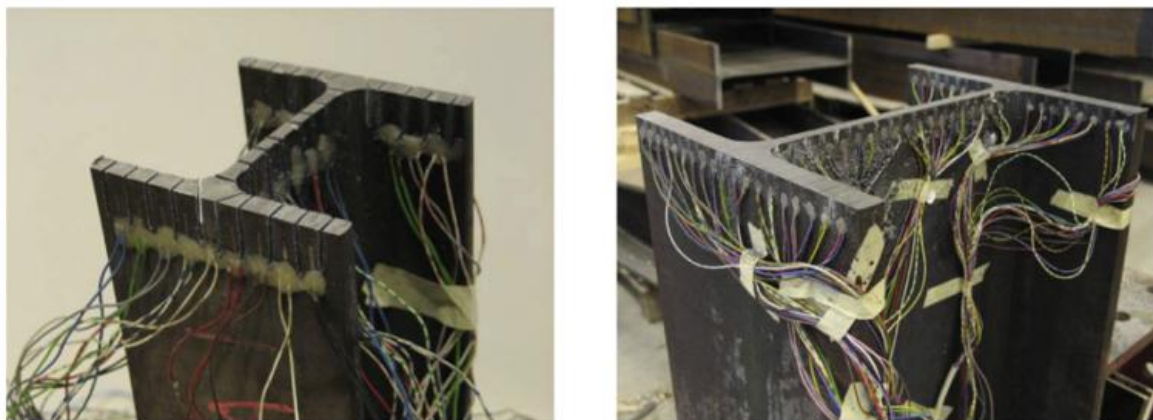
Zbiorcze zestawienie wyników przedstawiono na rysunku 2.48, gdzie linią przerywaną przedstawiono teoretyczny rozkład naprężeń wg Timoshenki a punktami określono naprężenia własne wyznaczone przez autora. Na podstawie zestawienia można zaobserwować, odmienne rozkłady naprężeń własnych naprężeń w pasie górnym (rozciągany podczas gięcia) w stosunku do pasa dolnego (ściskanego podczas gięcia). Zdecydowanie większy wpływ procesu gięcia występuje w pasie dolnym, gdzie naprężenia własne osiągają większe wartości i mają „ostrzejszy” rozkład – maksymalna wartość 290 MPa w środkowej części pasa, -90 MPa w skrajnej części pasa. W środku rozkład naprężeń zbliżony jest do modelu z niepełnym uplastycznieniem (rys. 2.46b), jednak nie jest symetryczny względem osi obojętnej przekroju.



Rys. 2.48. Wyznaczone naprężenia w badaniach doświadczalnych wg [57], *top flange* – pas górny (rozciągany podczas gięcia), *web* – środknik, *bottom flange* – pas dolny (ściskany podczas gięcia), linia przerywana – rozkład teoretyczny wg Timoshenki, odcinki proste – pomierzone rozkłady naprężeń własnych

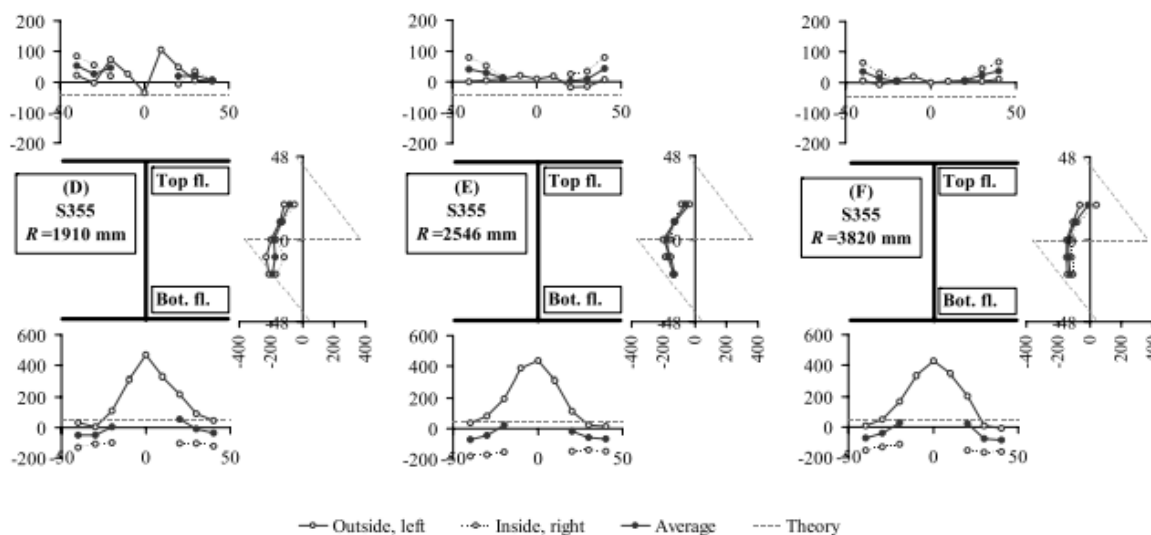
Kontynuacją badań materiałowych z pracy [70] były badania w celu określenia rozkładów naprężeń własnych w elementach poddanych gięciu na zimno, które opisano w [69]. Badania prowadzono na elementach zgodnie z zestawieniem w tabelicy 2.4. Do określenia naprężeń własnych zastosowano metodę rozcinania elementu – *sectioning*

(Rys. 2.49). Metoda polega na rozcinaniu elementu na mniejsze fragmenty przy jednoczesnym ciągłym pomiarze odkształceń tensometrami naklejonymi na dwóch przeciwległych ściankach rozcinanego fragmentu.



Rys. 2.49. Widok elementów po wykonaniu rozcinania – HEA 100 (zdjęcie po lewej stronie), HEB 360 (zdjęcie po prawej stronie) [69]

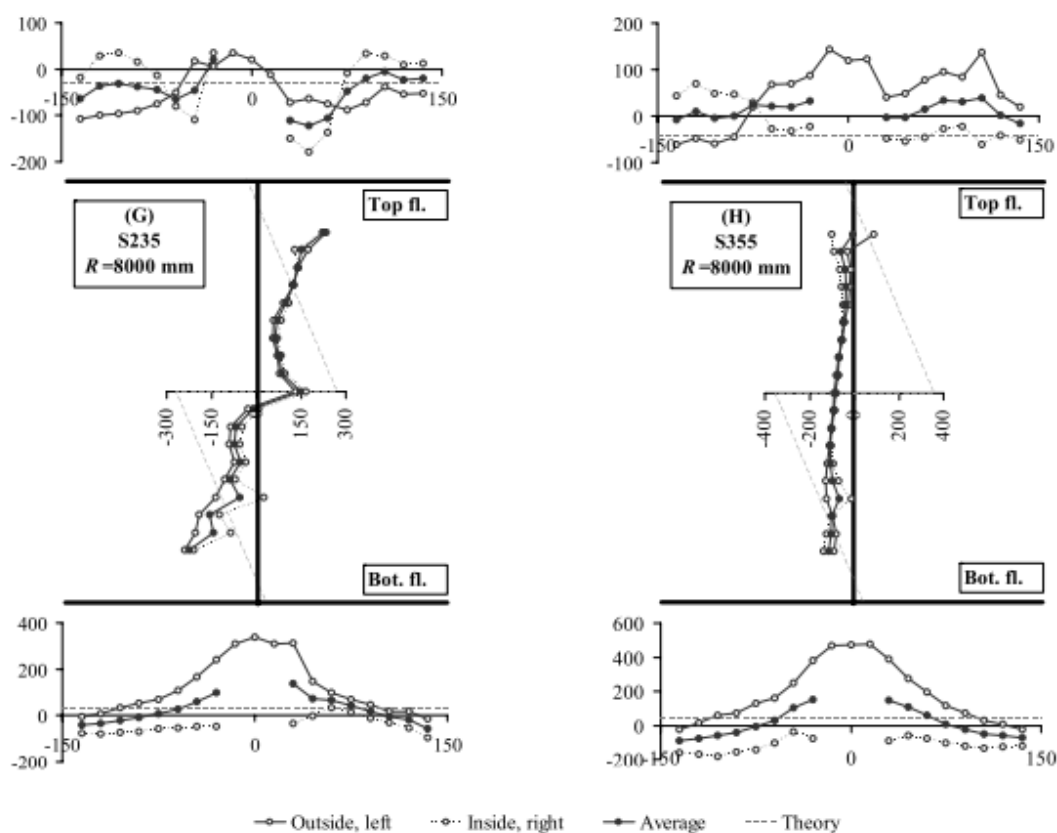
Na wszystkich wykresach przedstawiających wyniki rozróżniono naprężenia od wewnętrznej i zewnętrznej strony kształownika (Rys. 2.50). Wykreślono również wartości średnie oraz linią przerywaną teoretyczne oszacowanie wg [74].



Rys. 2.50. Naprężenia własne po rolkowym gięciu na zimno kształownika HEA 100 w MPa wg [69], *outside* – zewnętrzna strona przekroju, *inside* – wewnętrzna strona przekroju, *average* – wartość średnia, *theory* – wartość teoretyczne wg Timoshenki

Przeprowadzone badania wykazały, że wartość promienia gięcia nie wpływa znacząco na wartości otrzymanych naprężeń własnych (rys. 2.50). Dla tego samego przekroju wygiętego różnymi promieniami gięcia otrzymano podobne rozkłady naprężeń własnych

w przekroju (maksymalne różnice do 15 %). Zaobserwowano również, że dla elementów walcowanych ze stali o wyższych parametrach wytrzymałościowych naprężenia własne po gięciu na zimno osiągają wyższe wartości (Rys. 2.51).

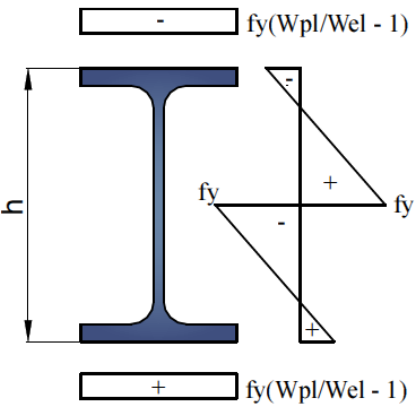
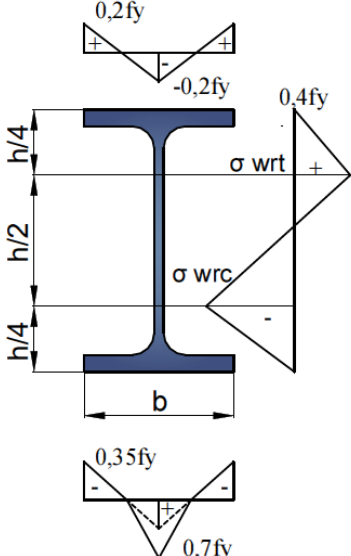


Rys. 2.51. Rozkłady naprężeń własnych w MPa, dla HEB 360 – po lewej stronie dla S235, po prawej stronie dla S355 wg [69], *outside* – zewnętrzna strona przekroju, *inside* – wewnętrzna strona przekroju, *average* – wartość średnia, *theory* – wartość teoretyczne wg Timoshenki

Na podstawie obszernych analiz autorzy zaproponowali własny model naprężeń własnych dla dwuteowników giętych względem silnej osi. Dokładny opis modelu i analizy teoretyczne przedstawiono w [68]. W tabelicy 2.6. przedstawiono dwa modele naprężeń własnych dla dwuteowników giętych względem silnej osi występujących w literaturze – model Timoshenki i Spoorenberg’a. Oba modele różnią się, a jedynie model Spoorenberg’a wprowadzono na podstawie badań doświadczalnych na dwuteownikach giętych na zimno. Cechą wspólną modeli naprężeń własnych jest jedynie fakt, że rozkłady naprężeń po gięciu nie są uzależnione od promienia gięcia (stopnia odkształcenia stali na zimno), a jedynie od granicy plastyczności stali.



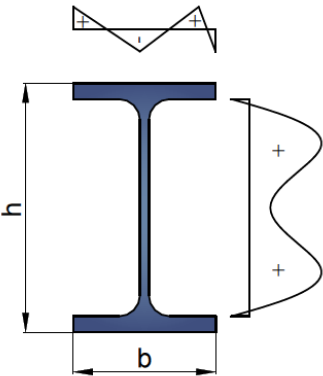
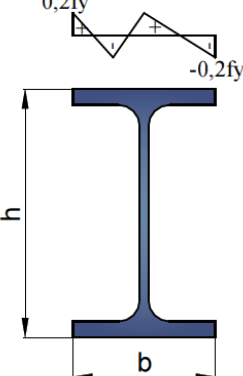
Tab. 2.6. Modele rozkładów naprężeń własnych dla dwuteowników po gięciu na zimno względem silnej osi

Timoshenko 1940 r. [74]	Spoorenberg i in. 2011 r. [68]	
		$\sigma_{wrt} = \frac{7bt_f}{30ht_w} f_y,$ $\sigma_{wrc} = -\frac{14bt_f}{30ht_w} f_y$

Gięciem dwuteowników względem słabej osi zajmowano się w znacznej większości pod kątem prostowania dwuteowników po wywalcowaniu [52], [66], [75]. Zabieg ten jest bardzo podobny do gięcia punktowego dwuteowników w celu nadania krzywizny, jednak z tą różnicą, że prostowanie wywołuje odkształcenia na zimno naprzemiennie w przekroju elementu.

Jedynie propozycje rozkładów naprężeń dla dwuteowników giętych na zimno względem słabej osi przedstawiono w pracach [17] oraz [22] – zestawiono je w tabelicy 2.7. Wytyczne wyraźnie sugerują, że rozkłady naprężeń własnych po gięciu nie są symetryczne względem osi położonej w środku wysokości pasa.

Tab. 2.7. Modele rozkładów naprężeń własnych dla dwuteowników po gięciu na zimno względem silnej osi

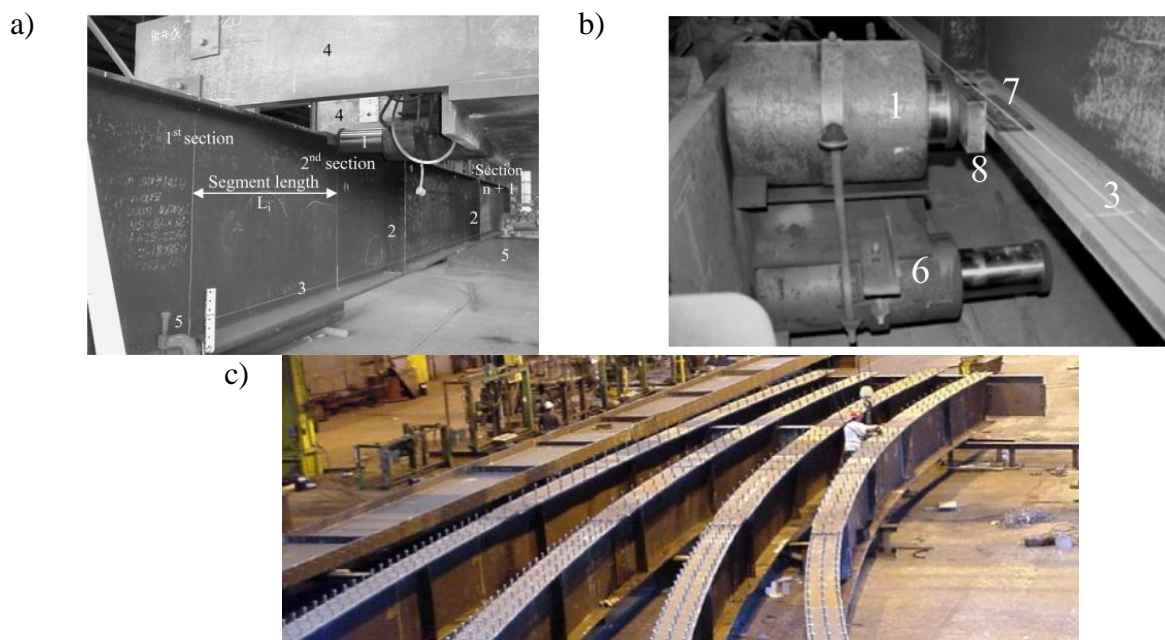
ECCS - 1976 [22]	AISC – 2018 [17]
	



### 2.8.3. Badania eksperymentalne i analizy dotyczące elementów po formowaniu na zimno

Serię artykułów dotyczącą punktowego gięcia na zimno dwuteowników opublikował w latach 2005 – 20016 zespół Gergess i Sen [23], [24], [25], [26], [27], [28], [29]. Głównym celem badań była optymalizacja procesu gięcia w wytwórni konstrukcji stalowych i oszacowanie siły do uzyskania pożądanego promienia wygięcia. Autorzy bardziej niż na odkształceniach stali skupiali się na deformacjach i osiągniętych krzywiznach elementów. Na podstawie analiz teoretycznych autorzy opracowali procedurę do określania wymaganej siły w celu uzyskania zakładanego trwałego ugięcia elementu. Badacze weryfikowali procedury dla gięcia względem silnej i słabej osi przekroju za pomocą badań w skali technicznej (rys. 2.52) oraz w warunkach laboratoryjnych (rys. 2.53).

Autorzy podjęli też temat porównania technologii wyginania elementów za pomocą trójpunktowego zginania w stosunku do czteropunktowego zginania. Udowodniono, że czteropunktowe zginanie pozwala uzyskać taką samą krzywiznę element, jak dla zginania trójpunktowego, przy zastosowaniu mniejszego obciążenia i uzyskaniu mniejszych odkształceń na zimno. Najlepsze wyniki uzyskano dla przypadku, gdy odległość pomiędzy dwoma siłami skupionymi mieści się w zakresie ok 1/3 do 1/4 rozpiętości pomiędzy podporami.



Rys. 2.52. Belki mostowej podczas nadawania wygięcia względem słabszej osi wg [24]: a) widok jednego segmentu podczas gięcia, b) widok miejsca przyłożenia siły, c) widok całego elementu, 1,6 – siłownik, 2 – żebra usztywniające, 3 – linka do pomiaru ugięć, 4 - rama maszyny wytrzymałościowej, 5 – podpora, 7 – kątownik stalowy, 8 – blacha stalowa



Rys. 2.53. Widok elementu podczas badań laboratoryjnych gięcia na metodą czteropunktowego zginania osi wg [26].

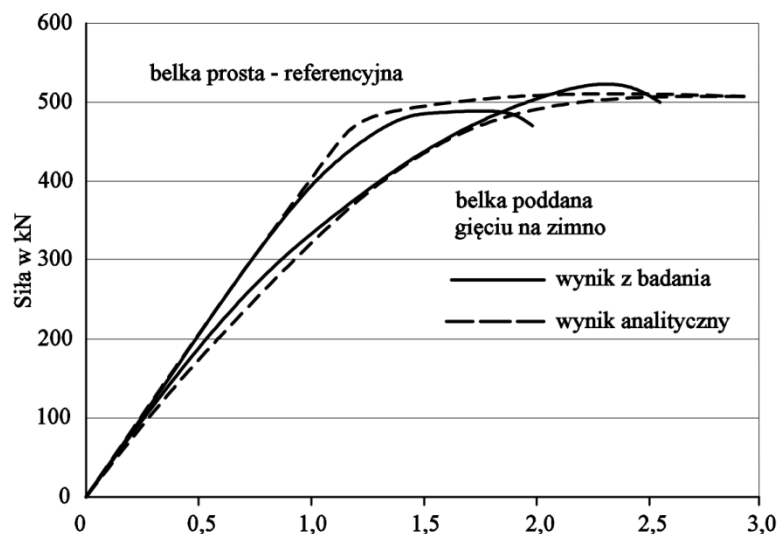
Podsumowaniem całej serii artykułów było sformułowanie potrzeb badawczych dotyczących formowania na zimno elementów stalowych do których zaliczono:

- zapewnienie osiągnięcie projektowanego kształtu elementu przy jednoczesnym zachowaniu właściwości wytrzymałościowych stali,
- konieczność opracowania procedury zwiększenia dokładności i efektywności procesu prefabrykacji,
- **zbadanie wpływu naprężeń własnych powstałych podczas formowania na zimno na sztywność elementów i wytrzymałość,**
- **zbadanie wytrzymałości zmęczeniowej elementów powstałych poprzez gięcie na zimno.**

W 1989 roku Ricker w publikacji [60] przedstawił ważną obserwację, że **ugięcia elementów w których zastosowano podniesienia wykonawcze osiągają większe wartości ugięć niż wynika to z obliczeń.** Naukowcy z Niemiec w 2008 r. podjęli ten temat i przeprowadzili badania eksperymentalne oraz analizy numeryczne w celu weryfikacji wpływu efektu Bauschingera na sztywność elementów po procesie gięcia na zimno [43], [44].

Belkę o długości 18 m wykonaną z kształtownika IPE 220 ze stali S355 poddano punktowemu gięciu na zimno w celu uzyskania stałego wygięcia. Skrajne fragmenty elementu zostały proste i stanowiły elementy referencyjne. Po wygięciu belkę podzielono na osiem równych części o długości ok. 2,25 m. Następnie każdy element poddano obciążeniu

w kierunku przeciwnym do podniesienia wykonawczego i mierzono ugięcia. Na rysunku 2.54 przedstawiono zbiorcze wyniki badań.



Rys. 2.54. Porównanie wyników eksperymentalnych i numerycznych dla elementów prostych i podgiętych na zimno wg [44]

Z badań wynika, że ugięcie dla belek poddanych gięciu na zimno w celu uzyskania tzw. przeciwstrzałki osiągają większe wartości nawet o 20 %. Na rysunku 2.53 linią przerywaną przedstawiono ścieżki równowagi statycznej uzyskanych z modelu numerycznego, w którym zaimplementowano model materiałowy zaproponowany przez Autorów. Model materiałowy uwzględnia efekt Bauschingera, który wg badaczy jest odpowiedzialny za odmienne wartości ugięć. Podstawą do opisanie nowego modelu była propozycja Ramberg'a i Osgood'a [58], która służy do matematycznego opisu zależności naprężenie-odkształcenie w pobliżu granicy plastyczności oraz po umocnieniu materiału. Lange i in. zaproponowali modyfikację modelu Ramberg-Osgood i opisali odkształcenia w kierunku przeciwnym do pierwotnego obciążania wyrażeniem (2.20):

$$\Delta\varepsilon = \frac{\Delta\sigma}{E} + \left( \frac{\Delta\sigma}{2^{(1-n')}K'} \right)^{\frac{1}{n'}}, \quad (2.21)$$

gdzie:

$\Delta\varepsilon$  – przyrost odkształcenia,

$E$  – moduł Young'a,

$\Delta\sigma$  – przyrost naprężenia,

$K'$  – współczynnik wytrzymałości cyklicznej, określony wyrażeniem (2.22),

$n'$  – wykładnik cyklicznego umocnienia, wg rys. 2.55.

$$K' = b_1 + \frac{1}{(\varepsilon_{pre})^{b_2}}, \quad (2.22)$$

gdzie:

$\varepsilon_{pre}$  – odkształcenie wstępne,

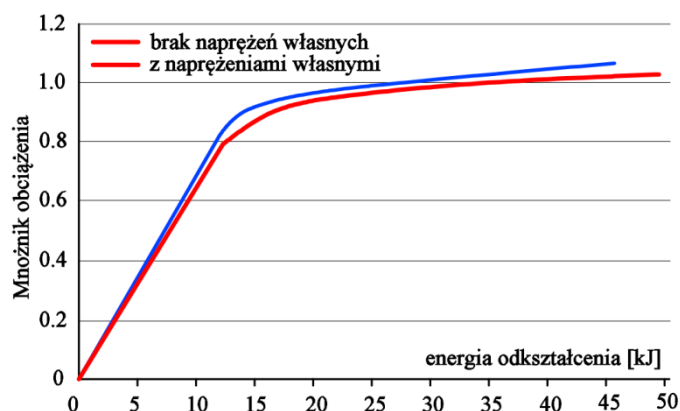
$b_1, b_2$  – parametry uzyskane doświadczalnie, wg rys. 2.54.

Steel	$f_y$ (N/mm <sup>2</sup> )	$n'$	$b_1$	$b_2$
S235	284	0,17	770	0,88
S355	446	0,175	1140	1,05
S460	525	0,2	1330	1,2

Rys. 2.55. Wykładnik cyklicznego umocnienia i parametry  $b_1, b_2$  w zależności od stali, wg [43]

Na podstawie analiz numerycznych i badań materiałowych wynika że wraz ze wzrostem granicy plastyczności efekt zmniejszenia sztywności elementu po odkształceniu na zimno jest większy.

W pracy [32] z 2011 w jednym z rozdziałów podjęto temat wpływu naprężeń własnych w dwuteowych elementach giętych na zimno na ich ugięcia. Na rysunku 2.56. przedstawiono uzyskane ścieżki równowagi statycznej dla elementu HEB 360 ze stali S235 wygiętego w łuk o promieniu 32 m. W analizie porównano ugięcia elementu bez naprężeń własnych z elementem z zaimplementowanymi naprężeniami po gięciu. Z rysunku wynika, że elementy gięte mają zredukowaną sztywność i wcześniej ulegają plastycznym odkształceniom. Można zaobserwować, że nośność plastyczna elementu z naprężeniami własnymi po gięciu została osiągnięta dla mnożnika obciążenia o ok. 10 % mniejszego niż dla elementu bez zaimplementowanych naprężeń własnych.



Rys. 2.56. Ścieżki równowagi statycznej dla elementu zakrzywionego z lub bez naprężeń samo zrównoważonych wg [32]

Podsumowując pracę [32] autorzy podkreślili, że dostępnych jest bardzo mało danych dotyczących naprężeń po gięciu na zimno elementów stalowych. Najlepszym rozwiązaniem wg autorów, byłoby przeprowadzenie szerokich badań naprężeń własnych po gięciu tak jak to zostało przeprowadzone w latach 70-tych dla określenia naprężeń walcowniczych w elementach prostych.

#### **2.8.4. Ujęcia normowe oraz wytyczne projektowe dla stali odkształconej na zimno w elementach pełnościennych**

Wpływ formowania na zimno stali w budowlanych normach polskich, europejskich i światowych do projektowania konstrukcji stalowych jest pomijany lub podejście do tego zjawiska jest ogólne. W normach jest niewiele informacji na temat wpływu tego procesu technologicznego na nośność elementów stalowych. W poniższym podrozdziale przedstawiono dostępne ujęcia normowe i wytyczne literaturowe, które poruszają efekt odkształcenia na zimno stali. Zestawiono również dopuszczalne odkształcenia na zimno stali, które są dopuszczalne wg norm i publikacji naukowych.

Wpływ odkształcenia na zimno stali został poruszony w normie PN-EN 1993-1-10 [89] przy doborze stali ze względu na kruche pękanie. Dobór klasy jakości stali wg PN-EN 1993-1-10 należy przeprowadzić dla elementów rozciąganych lub ze strefami rozciąganymi oraz elementów narażonych na zmęczenie. Odporności na kruche pękanie nie sprawdza się w przypadku elementów całkowicie ściskanych. Podstawowy warunek normowy odporności na kruche pękanie jest wyrażony wzorem (2.23):

$$T_{Ed} \geq T_{Rd} , \quad (2.23)$$

gdzie:

$T_{Ed}$  – temperatura obliczeniowa,

$T_{Rd}$  – temperatura graniczna odpowiadająca bezpiecznemu poziomowi odporności na kruche pękanie w określonych warunkach.

Temperaturę obliczeniową  $T_{Ed}$  w miejscu potencjalnego pęknięcia początkowego wyznacza się według wzoru (2.24):

$$T_{Ed} = T_{md} + \Delta T_r + \Delta T_\sigma + \Delta T_R + \Delta T_{\dot{\epsilon}} + \Delta T_{\epsilon,cf} , \quad (2.24)$$

gdzie:

$T_{md}$  – najniższa temperatura powietrza o ustalonym okresie powrotu, patrz EN 1991-1-5,

$\Delta T_r$  – składnik uwzględniający straty promieniowania, patrz EN 1991-1-5,

$\Delta T_\sigma$  – składnik uwzględniający naprężenia i granicę plastyczności materiału, imperfekcje pęknięć oraz kształt i wymiary element,

$\Delta T_R$  – składnik bezpieczeństwa, umożliwiający różnicowanie poziomów niezawodności przy różnych zastosowaniach,

$\Delta T_\varepsilon$  – składnik uwzględniający inną szybkość odkształcenia niż szybkość podstawowa  $\varepsilon_0 = 4 \times 10^{-4} / \text{sec}$ ,

$\Delta T_{\varepsilon, cf}$  – składnik uwzględniający stopień odkształcenia na zimno  $\varepsilon_{cf}$ ,  $\Delta T_{\varepsilon, cf} = -3\varepsilon_{cf}$ ,

$\varepsilon_{cf}$  – odkształcenie na zimno.

Maksymalne odkształcenie na zimno  $\varepsilon_{cf}$  dla elementu giętego można określić na podstawie wyrażen (2.25), jeśli  $R$  jest mierzone do wewnętrznej krawędzi elementu lub wyrażeniem (2.26) dla  $R$  mierzonego do środka wysokości przekroju (osi obojętnej):

$$\varepsilon_{cf} = \frac{1}{1 + 2\frac{R}{t}}, \quad (2.25)$$

$$\varepsilon_{cf} = \frac{t}{2R}. \quad (2.26)$$

Oba powyższe wyrażenia mogą być stosowane dla elementów kształtowanych metodą rolkową, gdzie krzywizna jest ciągła i jednolita po całej długości elementu. Dla belek giętych w sposób punktowy, do określenia maksymalnego odkształcenia na zimno można zastosować wyrażenie (2.27) zaproponowane w pracach [41] i [42]:

$$DCF = \varepsilon_{max} = \varepsilon_{cf} = \frac{16f}{L(n+1)} \cdot \frac{h}{b} \cdot 100 [\%], \quad (2.27)$$

gdzie:

$f$  – wyniosłość łuku ,

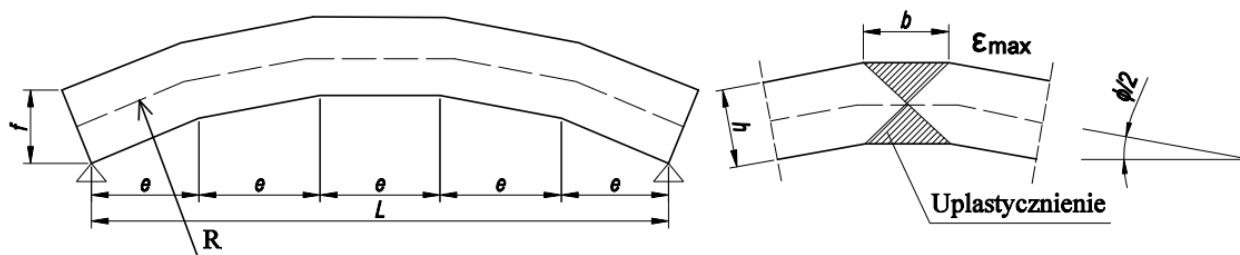
$L$  – rozpiętość łuku,

$n$  – liczba punktów gięcia,

$h$  – wysokość przekroju,

$b$  – zasięg strefy uplastycznionej podczas gięcia.

Oznaczenia zastosowane we wzorze przedstawiono na rysunku 2.57.



Rys. 2.57. Określenie oznaczeń zastosowanych we wzorze 2.27 wg [41],

W komentarzu [67] do normy [89] autorzy proponują aby uwzględniać efekt odkształcenia na zimno powyżej wartości 2%. Sugerowałoby to, że konsekwencje procesu gięcia mogą być pomijane poniżej wartości  $\varepsilon_{cf} = 2\%$ .

Na podstawie tablicy 2.1. normy PN-EN 1993-1-10 [89] można określić graniczną wartość promienia gięcia na zimno – rys. 2.58. Należy podkreślić, że odkształcenia określone ze wzoru  $\varepsilon_{cf} = 1/(1+2(r/t))$  lub  $\varepsilon_{cf} = t/2R$  mają słuszność jedynie dla przekrojów prostokątnych – dla  $t = h$  przekroju. Badania wykazują, że rozkład naprężeń dla dwuteowników giętych na zimno (w szczególności względem silnej osi) nie jest równomierny po szerokości przekroju, niemniej jednak poniższa procedura stanowi, wstępne określenie dopuszczalnego promienia gięcia.

Gatunek stali	Grupa jakości	Praca łamania Charpy CVN		Temperatura obliczeniowa $T_{Ed}$ [°C]																												
		w T [°C]	$J_{min}$	$\sigma_{Ed} = 0,75 f_y(t)$								$\sigma_{Ed} = 0,50 f_y(t)$								$\sigma_{Ed} = 0,25 f_y(t)$												
				10	0	-10	-20	-30	-40	-50	10	0	-10	-20	-30	-40	-50	10	0	-10	-20	-30	-40	-50								
S235	JR	20	27	60	50	40	35	30	25	20	90	75	65	55	45	40	35	135	115	100	85	75	65	60								
	J0	0	27	90	75	60	50	40	35	30	125	105	90	75	65	55	45	175	155	135	115	100	85	75								
	J2	-20	27	125	105	90	75	60	50	40	170	145	125	105	90	75	65	200	200	175	155	135	115	100								
S275	JR	20	27	55	45	35	30	25	20	15	80	70	55	50	40	35	30	125	110	95	80	70	60	55								
	J0	0	27	75	65	55	45	35	30	25	115	95	80	70	55	50	40	165	145	125	110	95	80	70								
	J2	-20	27	110	95	75	65	55	45	35	155	130	115	95	80	70	55	200	190	165	145	125	110	95								
	M,N	-20	40	135	110	95	75	65	55	45	180	155	130	115	95	80	70	200	200	190	165	145	125	110								
S355	ML,NL	-50	27	185	160	135	110	95	75	65	200	200	180	155	130	115	95	230	200	200	200	190	165	145								
	JR	20	27	40	35	25	20	15	10	65	55	45	40	30	25	25	110	95	80	70	60	55	45									
	J0	0	27	60	50	40	35	25	20	15	95	80	65	55	45	40	30	150	130	110	95	80	70	60								
	J2	-20	27	90	75	60	50	40	35	25	135	110	95	80	65	55	45	200	175	150	130	110	95	80								
S420	K2,M,N	-20	40	110	90	75	60	50	40	35	155	135	110	95	80	65	55	200	200	175	150	130	110	95								
	ML,NL	-50	27	155	130	110	90	75	60	50	200	180	155	135	110	95	80	210	200	200	200	175	150	130								
	M,N	-20	40	95	80	65	55	45	35	30	140	120	100	85	70	60	50	200	185	160	140	120	100	85								
S460	ML,NL	-50	27	135	115	95	80	65	55	45	190	165	140	120	100	85	70	200	200	200	185	160	140	120								
	Q	-20	30	70	60	50	40	30	25	20	110	95	75	65	55	45	35	175	155	130	115	95	80	70								
	M,N	-20	40	90	70	60	50	40	30	25	130	110	95	75	65	55	45	200	175	155	130	115	95	80								
	QL	-40	30	105	90	70	60	50	40	30	155	130	110	95	75	65	55	200	200	175	155	130	115	95								
	ML,NL	-50	27	125	105	90	70	60	50	40	180	155	130	110	95	75	65	200	200	200	175	155	130	115								
S690	QL1	-60	30	150	125	105	90	70	60	50	200	180	155	130	110	95	75	215	200	200	200	175	155	130								
	Q	0	40	40	30	25	20	15	10	10	65	55	45	35	30	20	20	120	100	85	75	60	50	45								
	Q	-20	30	50	40	30	25	20	15	10	80	65	55	45	35	30	20	140	120	100	85	75	60	50								
	QL	-20	40	60	50	40	30	25	20	15	95	80	65	55	45	35	30	165	140	120	100	85	75	60								
	QL	-40	30	75	60	50	40	30	25	20	115	95	80	65	55	45	35	190	165	140	120	100	85	75								
	QL1	-40	40	90	75	60	50	40	30	25	135	115	95	80	65	55	45	200	190	165	140	120	100	85								
QL1	-60	30	110	90	75	60	50	40	30	160	135	115	95	80	65	55	200	200	190	165	140	120	100									

Rys. 2.58. Największe dopuszczalne grubości elementów  $t$ , w mm [89]

Przykładowo chcąc określić minimalny, dopuszczalny promień gięcia  $R$  na zimno dwuteownika HEB 320 (maksymalna grubość pasa wynosi 20,5 mm) ze stali S460M. Zakładając, że  $\sigma_{Ed} = 0,75f_y$ , oraz przyjmując  $T_{md} = -34^{\circ}\text{C}$ ,  $\Delta T_r = -5^{\circ}\text{C}$ ,  $\Delta T_{\sigma} = 0^{\circ}\text{C}$ ,  $\Delta T_{\epsilon} = 0^{\circ}\text{C}$ . Dla powyższych założeń  $T_{Ed} = -34-5 = -39^{\circ}\text{C}$ . Z tego wynika, że składnik  $\Delta T_{\epsilon,cf}$  może wynieść maksymalnie  $\Delta T_{\epsilon,cf} = 50-39 = 11$  czyli dopuszczalne odkształcenie na zimno może wynieść  $\epsilon_{cf} = 11/3 = 3,67\%$  co daje promień gięcia  $R$  równy nie mniej niż 4,37 m.

W normie PN-EN 1993-1-8 [93] określono warunki spawania w pobliżu stref zgniotu. Spawanie może być wykonane w strefach o szerokości  $5t$  po obu stronach strefy gięcia na zimno pod warunkiem spełnienia jednego z kryteriów: strefa zgniotu na zimno została znormalizowana po odkształceniu i przed spawaniem lub stosunek  $r/t$  spełnia warunki podane w tabelicy 4.2 normy [93] przedstawione na rys. 2.59. W tabelicy określono również największą dopuszczalną grubość dla elementu giętego na zimno w zależności od stosunku  $r/t$  i w odniesieniu do obciążeń działających na element (obciążenia przeważająco statyczne lub obciążenia zmęczeniowe).

r/t	Wydłużenie przy formowaniu na zimno (%)	Największa grubość (mm)		
		Ogólnie		Stal uspokojona całkowicie (Al $\geq 0,02\%$ )
		Obciążenie przeważająco statyczne	Obciążenie zmęczeniowe	
$\geq 25$	$\leq 2$	dowolna	dowolna	dowolna
$\geq 10$	$\leq 5$	dowolna	16	dowolna
$\geq 3,0$	$\leq 14$	24	12	24
$\geq 2,0$	$\leq 20$	12	10	12
$\geq 1,5$	$\leq 25$	8	8	10
$\geq 1,0$	$\leq 33$	4	4	6

Rys. 2.59. Warunki spawania w pobliżu stref zgniotu [93]

Z tabelicy można wywnioskować, że dla odkształcenia na zimno poniżej 2% warunki są spełnione dla każdej grubości blach niezależnie od rodzaju obciążenia. Przy większych wartościach odkształceń na zimno należy spełnić wymaganie największej dopuszczalnej grubości elementu w zależności od charakteru obciążeń.

W niewielu publikacjach oraz normach podano zalecane graniczne wartości odkształcenia stali na zimno, które nie wpływają znacząco na zmianę właściwości mechanicznych stali. Wytyczne znane autorowi zestawiono w tabelicy 2.8.



Tab. 2.8. Zestawienie ograniczeń odkształcenia stali na zimno w wybranych publikacjach

Publikacja lub norma	Ograniczenie wartości odkształcenia na zimno [%]	Komentarz
Riviezzi – 1984 [61]	4,00	Ograniczenie dla elementów obciążonych statycznie ze spawanymi mocowaniami, otworami lub koncentracjami naprężeń.
	5,00	Ograniczenie dla elementów obciążonych statycznie bez połączeń spawanych, otworów lub koncentracji naprężeń.
	2,00	Ograniczenie dla konstrukcji narażonych na uderzenia, zmęczenie i obciążenie cykliczne.
Packer – 1997 [53]	5,00	W Kanadyjskich wytycznych zamieszczono informację, że odkształcenie stali na zimno do 5% nie ma znaczącego wpływu na właściwości mechaniczne stali.
Kaufmann i in.- 2001 [37]	8,00	Wg pracy większości przypadków dla odkształcenia próbek na zimno do granicy 8% zostają spełnione wymagania normowe dotyczące wydłużenia przy zerwaniu stali.
King – 2001 [38]	2,50	Opracowanie sugeruje na podstawie przykładów z Brytyjskich realizacji obiektów ograniczenie odkształceń stali do 2,5 %. Zamieszczono również informację, że elementy gięte mniejszymi promieniami o większych odkształceniach na zimno nie powinny być liczone z uwzględnieniem plastycznej redystrybucji sił wewnętrznych.
Bjorhovde – 2006 [11]	3,00	Autor określił limit jako bardzo konserwatywny a jego stosowanie pozwala uniknąć zmian materiałowych.
Sedlacek i in. – 2008 [67]	2,00	W komentarzu do normy określono, że uwzględnienie odkształcenia na zimno w procedurze doboru stali z uwagi na kruche pękanie stosuje się przy odkształceniach większych od 2 %.
Barnshaw - 2009 [7]	3,00	Wg publikacji nie ma konieczności uwzględniania zmian właściwości materiału dla odkształcenia na zimno do ok. 3%.
Spoorenberg i in.[71] - 2012	4,50	Ograniczenie odkształceń dla stali S235 z uwagi na kryterium ciągliwości $f_u/f_y$ wg PN-EN 1993-1-1 wartość z badań
	2,86	Ograniczenie odkształceń dla stali S235 z uwagi na kryterium ciągliwości $\epsilon_{u,r}$ wg PN-EN 10025 wartość z badań
	3,03	Ograniczenie odkształceń dla stali S355 z uwagi na kryterium ciągliwości $f_u/f_y$ wg PN-EN 1993-1-1 wartość z badań

	3,47	Ograniczenie odkształceń dla stali S355 z uwagi na kryterium ciągliwości $\varepsilon_{u,r}$ wg PN-EN 10025 – wartość z badań
ASME, Boiler and Pressure Vessel Code - 2015 [82], BS 5500: Specification for unfired fusion welded pressure vessels [83]	5,00	Wg amerykańskiej normy oraz jej brytyjskiego odpowiednika dopuszczalny poziom gięcia na zimno blach nie poddanych obróbce cieplnej dla ścian zbiorników.
AISC – 2018 [12]	2,00	Wg pracy nie ma konieczności uwzględniania zmian właściwości materiału dla odkształcenia na zimno do 2%.

Najmniej rygorystyczne ograniczenie w stosunku do odkształceń na zimno znajduje się w pracy [37] i wynosi nawet 8%, z kolei najmniejsze dopuszczalne odkształcenie stali na zimno (wynoszące maksymalnie 2 %) zaproponowano w pracach [12], [61], [67].

Podsumowaniem przeglądu wytycznych z tablicy 2.8 może być wniosek, że zastosowanie kryterium dopuszczalnego odkształcenia na zimno stali wynoszącego 2% spełnia zalecenia ze wszystkich przedstawionych wytycznych z publikacji i norm. Należy podkreślić, że większość z wytycznych nie uzależnia wartości granicznych odkształceń na zimno od gatunku stali.

Niepożądane konsekwencje odkształcenia stali na zimno można zniwelować stosując obróbkę cieplną, jednak proces ten stanowi dodatkowe koszty a czasem z uwagi na gabaryty elementów jest niemożliwy do wykonania. Właściwości mechaniczne i zmniejszenie dodatkowych naprężeń własnych może być częściowo poprawione poprzez wyżarzanie odpężające. Jednak tylko normalizacja stali jest w stanie przywrócić pełną ciągliwość i wytrzymałość do pierwotnych wartości. Normalizowanie pewnych gatunków stali (również dla stali analizowanej w niniejszej pracy – SM) ma niepożądane efekty i nie może być stosowane. Będzie potwierdzone badaniami w dalszej części pracy.

W pracy [61] Riviezzi, oprócz propozycji ograniczenia odkształceń stali na zimno, przedstawił inną koncepcję uwzględniania wpływu gięcia na zimno elementów. Zaproponował on zastosowanie współczynników redukcyjnych dla granicy plastyczności w zależności od stopnia odkształcenia na zimno oraz od charakterystycznych cech elementu (występowanie połączeń spawanych, występowanie otworów lub miejsc z możliwością koncentracji naprężeń) - współczynniki zestawiono w tablicy 2.9.

Tab. 2.9. Redukcja wytrzymałości stali wg [61].

Opis	Odształcenie na zimno [%]	Współczynnik redukcyjny
Elementy bez połączeń spawanych, bez otworów i miejsc z koncentracją naprężeń	$\varepsilon_{cf} \leq 5\%$	1,0
	$\varepsilon_{cf} > 5\%$	0,6
Elementy z połączeniami spawanymi, z otworami lub miejscami z koncentracją naprężeń	$\varepsilon_{cf} \leq 4\%$	1,0
	$\varepsilon_{cf} > 4\%$	0,6

## 2.9. Podsumowanie

Na podstawie przeglądu literatury przedmiotu stwierdzono, że proces gięcia na zimno elementów dwuteowych ma wpływ na właściwości wytrzymałościowe stali oraz na układ naprężeń własnych. Dotychczasowe badania dotyczyły głównie gatunków stali S235 i S355. Brak jest badań dotyczących nowych, drobnoziarnistych gatunków stali.

W literaturze udowodniono dużą zależność gatunku stali na zmiany właściwości wytrzymałościowych stali dlatego zasadna jest analiza stali wysokich wytrzymałości – takie jak stal S460M. Stosunkowo niewiele badań przeprowadzono na elementach pełnościennych poddanych gięciu na zimno oraz badań oceniających stopnie odkształcenia na zimno stali podczas procesów technologicznych.

W związku z powstawaniem nowoczesnych konstrukcji mostowych i kubaturowych z zastosowaniem dwuteowych kształtowników walcowanych poddanych formowaniu (gięciu) na zimno względem silnej i słabej osi podjęto tematykę oceny wpływu odkształcenia na zimno na stal S460M. Podjętą tematykę uznaje się za aktualną a zaproponowane badania w pracy będą stanowiły uzupełnienie luki w dotychczasowych badaniach. Ponadto podjęta tematyka badawcza wynika z bezpośredniej potrzeby przemysłu oraz środowiska projektantów.

### **3. Cele naukowe pracy**

W świetle przeprowadzonego przeglądu literatury na temat formowania stali na zimno i konsekwencji tego procesu technologicznego na zmiany właściwości wytrzymałościowych stali i układu naprężeń własnych, stawia się następujące cele naukowe:

1. Określenie wpływu stopnia odkształcenia na zimno dwuteowników walcowanych ze stali S460M na zmianę właściwości wytrzymałościowych.
2. Oszacowanie dopuszczalnego stopnia odkształcenia na zimno stali S460 M, poniżej którego zmiany właściwości mechanicznych stali są dopuszczalne normowo.
3. Określenie zmian układów naprężeń własnych w dwuteowych kształtownikach walcowanych ze stali S460 M poddanych gięciu na zimno.
4. Weryfikacja poziomów odkształceń podczas doświadczalnych prób gięcia na zimno dwuteowników walcowanych ze stali S460M.
5. Zbudowanie podstaw pod przyszłe procedury wymiarowania elementów mostów łukowych z giętych na zimno kształtowników typu HD.

## 4. Badania materiałowe stali odkształconej na zimno

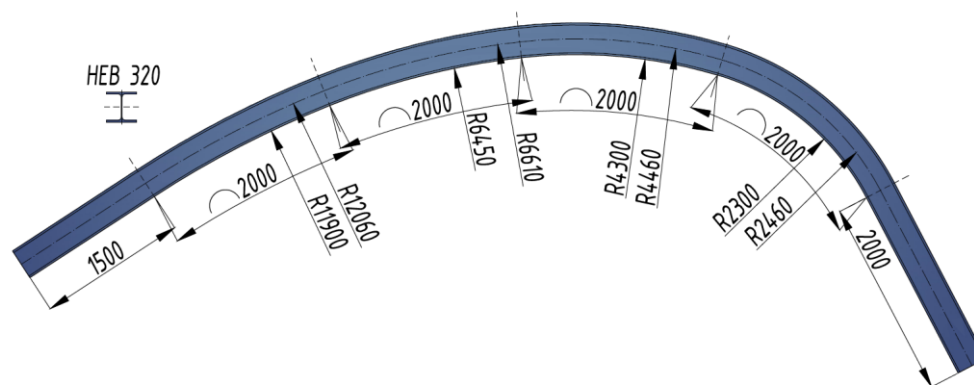
Przedmiotem pracy są dwuteowe kształtowniki stalowe walcowane ze stali S460M poddane gięciu na zimno. Podstawowe cele badań niniejszej pracy to ocena wpływu gięcia na zimno dwuteowych kształtowników stalowych walcowanych ze stali S460M na wybrane właściwości mechaniczne stali oraz wpływ ich gięcia na rozkład naprężeń własnych. W poniższym rozdziale przedstawiono sposób przygotowania elementów do badań, opis przebiegu i wyniki badań materiałowych dla dwuteownika wygiętego metodą rolkową względem silnej osi przekroju.

### 4.1. Przygotowanie elementów badawczych

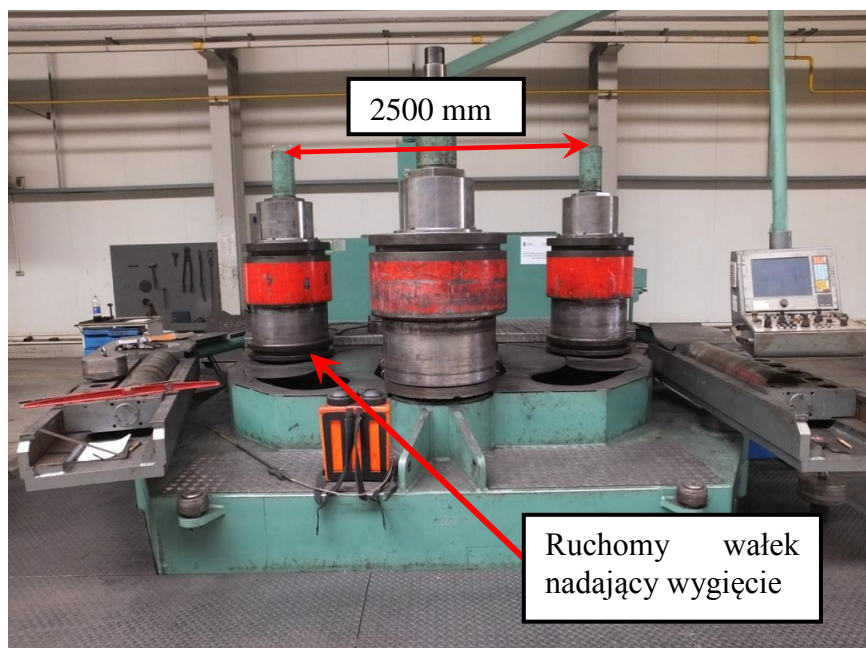
Elementy badawcze zostały przygotowane w firmie KerstenEurope w Kleszczowie (woj. łódzkie). Kształtownik HEB 320 o długości 12 m wykonany ze stali S460 M został poddany gięciu rolkowemu na zimno wg projektu (rys. 4.1). Zaprojektowano cztery różne promienie gięcia po długości elementu w celu uzyskania różnych poziomów odkształcenia stali na zimno. W tabelicy 4.1. przedstawiono nominalne wymiary badanego przekroju, w tabelicy 4.2. zestawiono przyjęte parametry gięcia w projektowanym elemencie. Początkowy i ostatni fragment elementu o długości 1500 mm stanowiły referencyjne odcinki proste.

Gięcie zostało wykonane na maszynie typu *Roundo Roller R-62-S* (rys. 4.2). Rozstaw skrajnych walców wynosił 2500 mm, każdy z walców miał średnicę 640 mm. Kolejne etapy gięcia przedstawiono na rysunku 4.3 a-r.

Po wykonaniu gięcia element został pocięty piłą taśmową na segmenty o długości ok. 2 m, które przetransportowano do Akredytowanego Laboratorium Konstrukcji Budowlanych Wydziału Budownictwa Lądowego i Wodnego Politechniki Wrocławskiej w celu dalszych badań.



Rys. 4.1. Projekt gięcia kształtownika HEB 320, wymiary w mm



Rys. 4.2. Maszyna użyta do gięcia element badawczego

Tab. 4.1. Nominalne wymiary przekroju kształtownika HE B320 [mm]

Profil katalogowy	Wysokość ( $h$ )	Szerokość ( $b_f$ )	Grubość pasa ( $t_f$ )	Grubość środnika ( $t_w$ )
HEB 320	320	300	20,5	11,5

Tab. 4.2. Przyjęte parametry geometryczne do badań materiałowych

Profil katalogowy	Gatunek stali	Promień gięcia [mm]	Stopień wygięcia $R/h$ [-]	$DCF = h/2R$ [%]
HEB 320	S460M	Element referencyjny - prosty	$\infty$	0,00
		2460	7,69	6,50
		4460	13,94	3,59
		6610	20,66	2,42
		12060	37,69	1,33





Rys. 4.3. Kolejne etapy gięcia na zimno elementu i podział na segmenty badawcze: a) widok prostej belki przed gięciem, b) widok maszyny do gięcia rolkowego, c) widok siłownika do przytrzymywania przekroju belki, d) widok elementu do stabilizacji środka podczas gięcia, e) nanoszenie warstwy do ograniczenia tarcia, f) widok elementu po pierwszym przejeździe przez maszynę do gięcia





Rys. 4.3.cd Kolejne etapy gięcia na zimno elementu i podział na segmenty badawcze: g) pomiar promienia gięcia, h) pokrycie belki kolejnymi warstwami pasty do niwelacji tarcia, i) widok środka podczas drugiego przejazdu belki przez maszynę do gięcia, j) widok belki po trzecim przejeździe przez maszynę, k) widok boczny elementu po wykonaniu pełnego gięcia, l) widok od czoła elementu po wykonaniu pełnego gięcia





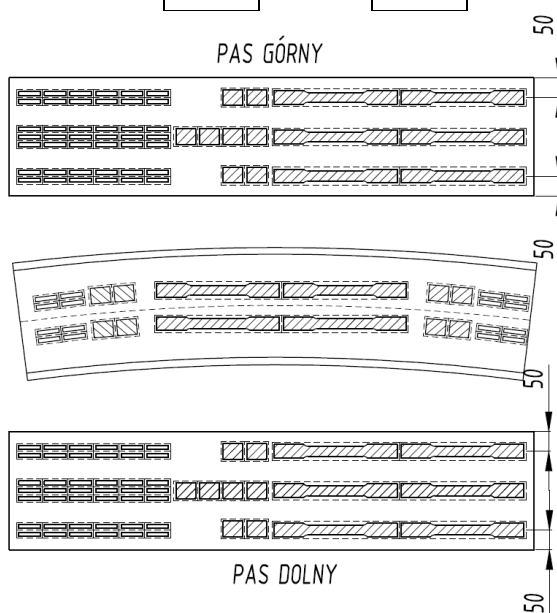
Rys. 4.3.cd Kolejne etapy gięcia na zimno elementu i podział na segmenty badawcze: widok elementu podczas rozcinania, m) piła taśmowa do wykonania przecięcia elementu na segmenty, n) widok belki podczas przecinania, o) widok płaszczyzny przecięcia belki, k) widok płaszczyzny przecięcia belki, p) widok od czoła elementu po przecięciu, r) segmenty dostarczone do badań materiałowych

## 4.2. Pobranie próbek do badań materiałowych

Z każdego segmentu, który został odkształcony na zimno w różnym stopniu (od 1,33 % do 6,50 %) oraz z elementów referencyjnych pobrano próbki do badań materiałowych – próbki do badań na rozciąganie, ściskanie oraz udarność. W tabelicy 4.3. zestawiono liczby próbek dla poszczególnych badań. Na rysunku 4.4. przedstawiono lokalizacje pobrania próbek z jednego segmentu do poszczególnych badań materiałowych, na rysunku 4.5. przedstawiono zestaw próbek po wycięciu przed obrobieniem. W celu minimalizacji wpływu temperatury na wyniki do wycięcia próbek zastosowano piłę taśmową z czynnikiem chłodzącym.

Tab. 4.3. Przyjęte parametry geometryczne do badań materiałowych i liczby próbek

Promień gięcia [mm]	Liczba próbek na rozciąganie			Liczba próbek na ściskanie			Liczba próbek do badań udarności		
	Pasy	Środek	Suma	Pasy	Środek	Suma	Pasy	Środek	Suma
Element referencyjny - prosty	12	4	16	10	2	12	60	20	80
2460	12	4	16	10	2	12	60	20	80
4460	12	4	16	10	2	12	60	20	80
6610	12	4	16	10	2	12	60	20	80
12060	12	4	16	10	2	12	60	20	80
				<b>80</b>		<b>60</b>			<b>400</b>

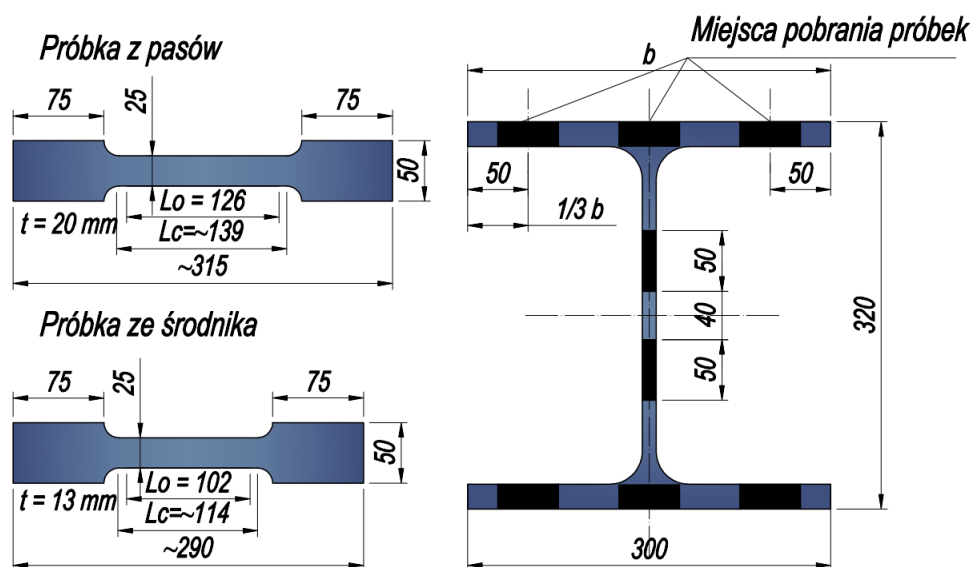


Rys. 4.4. Widok rozcięcia elementów w celu pobrania próbek materiałowych



Rys. 4.5. Widok próbek pobranych z jednego segmentu badawczego

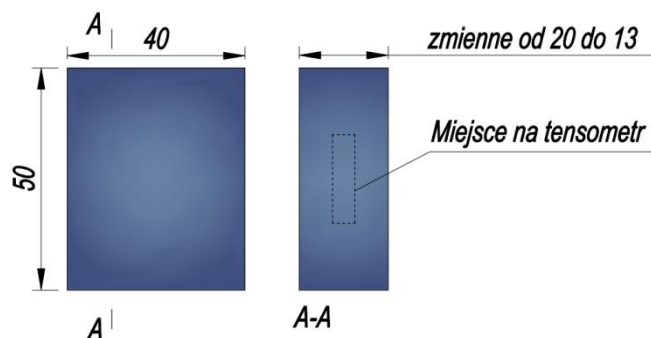
Kształt i wymiary próbek do badań na rozciąganie (rys. 4.6) wykonano wg normy [90]. Grubości próbek były uzależnione od stopnia wygięcia pasa co wpływało na zmianę grubości próbek dla poszczególnych segmentów.



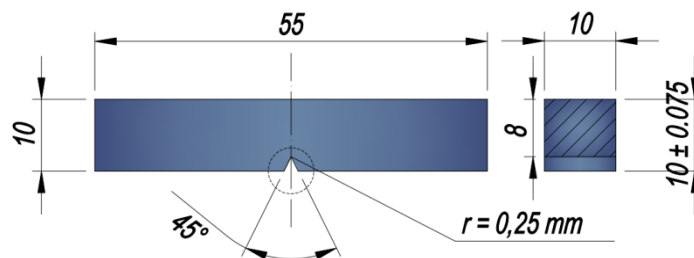
Rys. 4.6. Próbkki do przeprowadzenia próby rozciągania stali wraz z przedstawieniem miejsc pobrania w przekroju segment

Kształt i wymiary próbek do badań statycznych stali na ściskanie (rys. 4.7.) wykonano na podstawie wytycznych z załącznika B.2 w [81]. Z segmentów pobrano również próbki do badania uderności sposobem Charpy'ego wg normy [91]. Kształt i rozmiary przykładowej próbki przedstawiono na rys. 4.8.





Rys. 4.7. Próбка do statycznej próby ściskania



Rys. 4.8. Próбка do badania udarności sposobem Charpy'ego

Połowa z pobranych próbek (40 próbek na rozciąganie, 30 próbek na ściskanie, 200 próbek do badań udarności) została poddana wyżarzaniu. W celu weryfikacji właściwości mechanicznych i plastyczności stali drobnoziarnistej S460M wyżarzanej po procesie gięcia na zimno. Przeprowadzono wyżarzanie w temperaturze 890°C (wyżarzanie rekrytalizacyjne, normowanie stali) przez godzinę w piecu firmy Czylok typ FCF-V70C o numerze fabrycznym 44/2016 (rys. 4.9). Wyżarzanie wykonano w Hucie Katowice ArcelorMittal Poland S.A. w Laboratorium Badań Jakościowych.

a)



b)



Rys. 4.9. Piec laboratoryjny Czylok: a) widok zewnętrzny pieca, b) widok komory wewnętrznej

### 4.3. Badania próbek na rozciąganie

Określenie właściwości mechanicznych wyznaczono w statycznej próbie rozciągania przeprowadzonej w temperaturze pokojowej zgodnie z PN-EN 6892-1 [10] na maszynie wytrzymałościowej firmy *Zwick Roell* o zakresie do 0,4 MN o klasie dokładności 1,0 (rys. 4.10a).

a)



b)

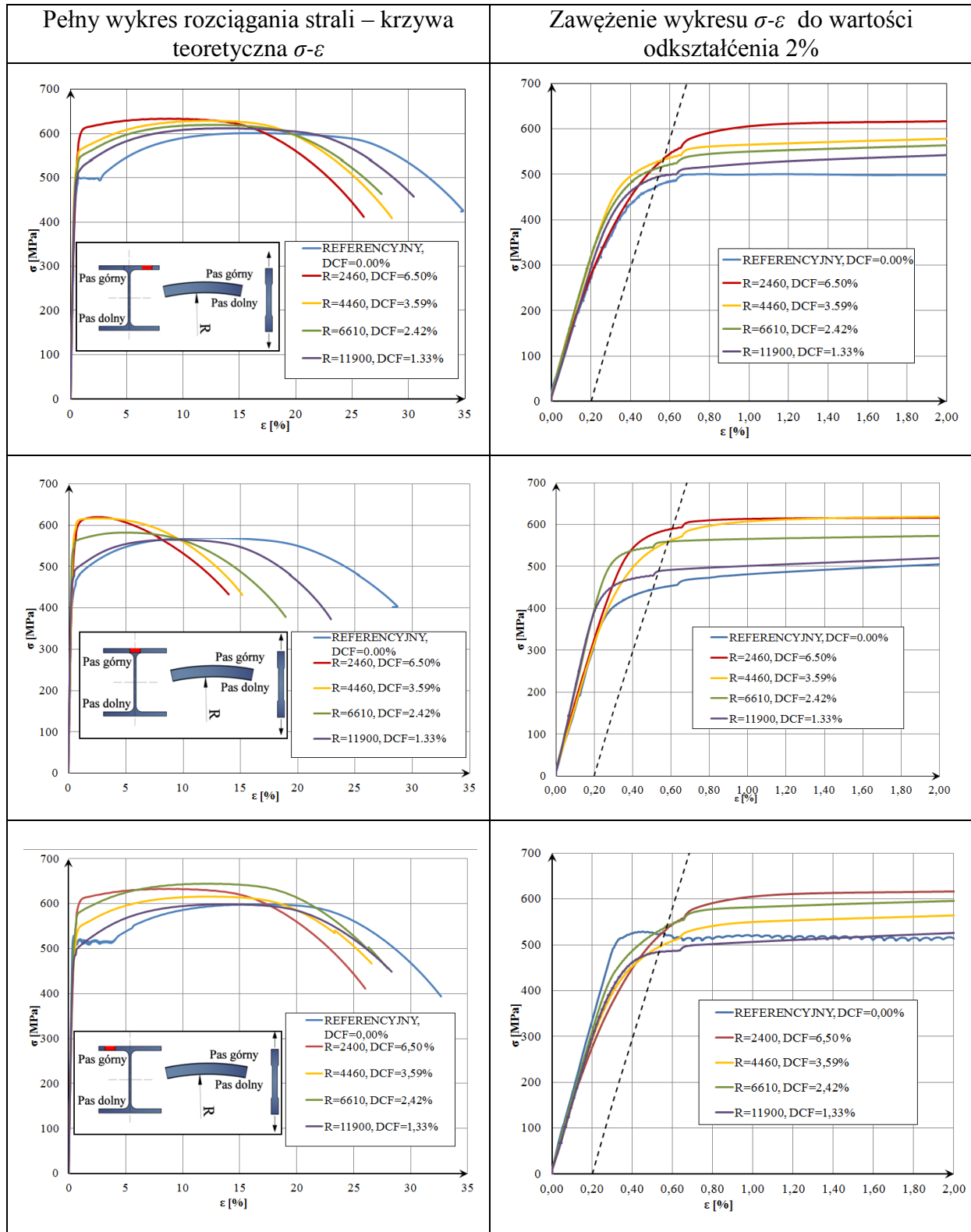


Rys. 4.10. Badanie na rozciąganie próbek: a) maszyna wytrzymałościowa firmy *Zwick Roell*, b) widok próbek po wykonaniu badań – próbki niewyżarzane

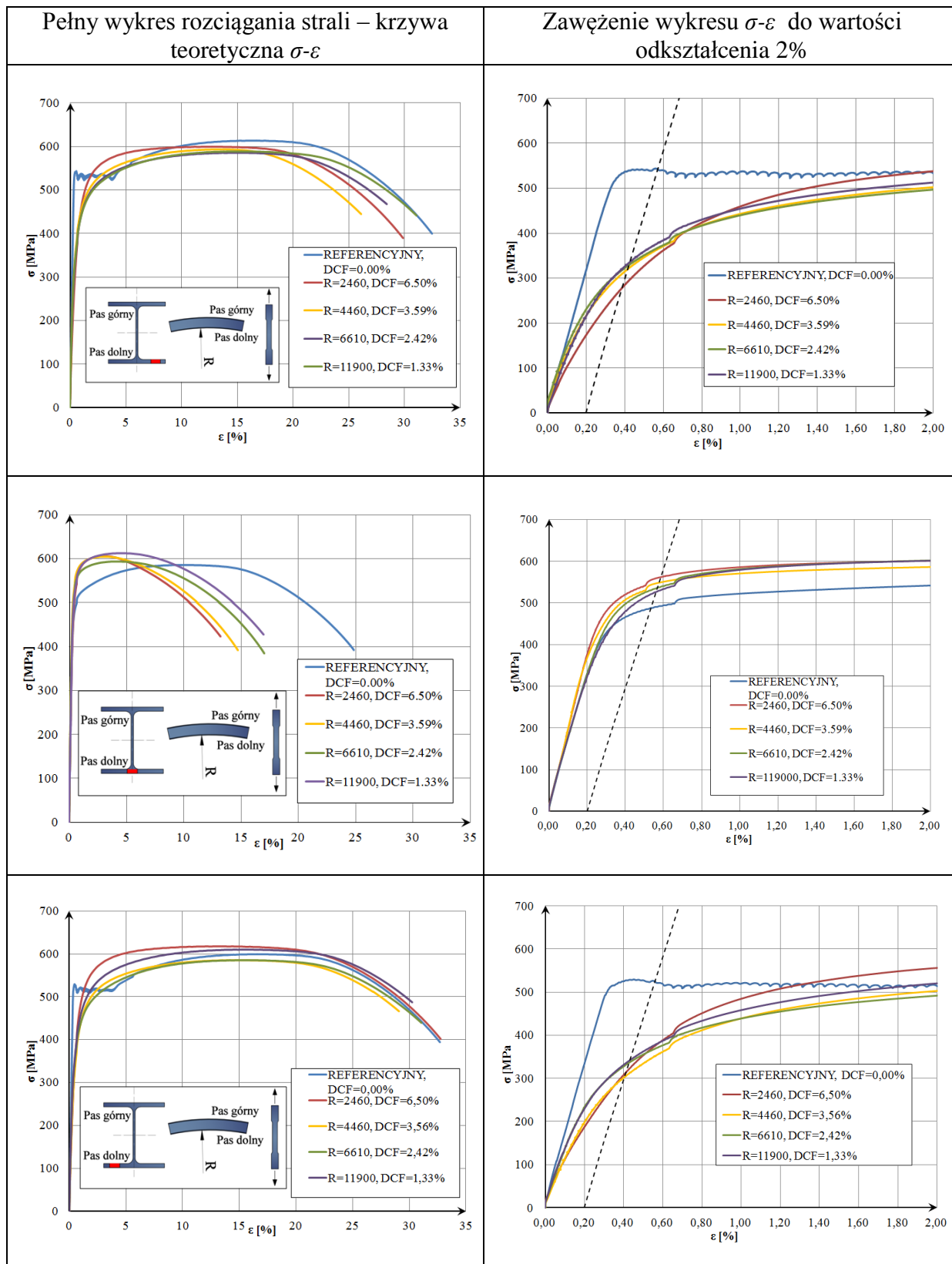
Wykresy statycznej próby rozciągania zestawiono w tablicy 4.4 oraz 4.5. W tablicy 4.4. zestawiono krzywe  $\sigma$ - $\epsilon$  wspólnie dla każdej wartości współczynnika DCF w zależności od miejsca pobrania próbki względem przekroju poprzecznego elementu dla próbek po gięciu na zimno. W tablicy 4.5. zestawiono krzywe  $\sigma$ - $\epsilon$  wspólnie dla każdej wartości współczynnika DCF w zależności od miejsca pobrania próbki względem przekroju poprzecznego elementu dla próbek wyżarzanych. Dodatkowo w lewej kolumnie tablic przedstawiono powiększenie zakresu wykresu do odkształcenia 2% w celu określenia umownych granic plastyczności. Poprowadzono dodatkową krzywą oznaczoną linią przerywaną – równoległą do krzywej ze

sprężystej części wykresu rozciągania stali oraz rozpoczynającą się w odkształceniu 0,2 % [47].

Tab. 4.4. Zestawienie krzywych  $\sigma$ - $\varepsilon$  dla współczynnika DCF w zależności od miejsca pobrania próbki względem przekroju poprzecznego elementu dla próbek po gięciu na zimno

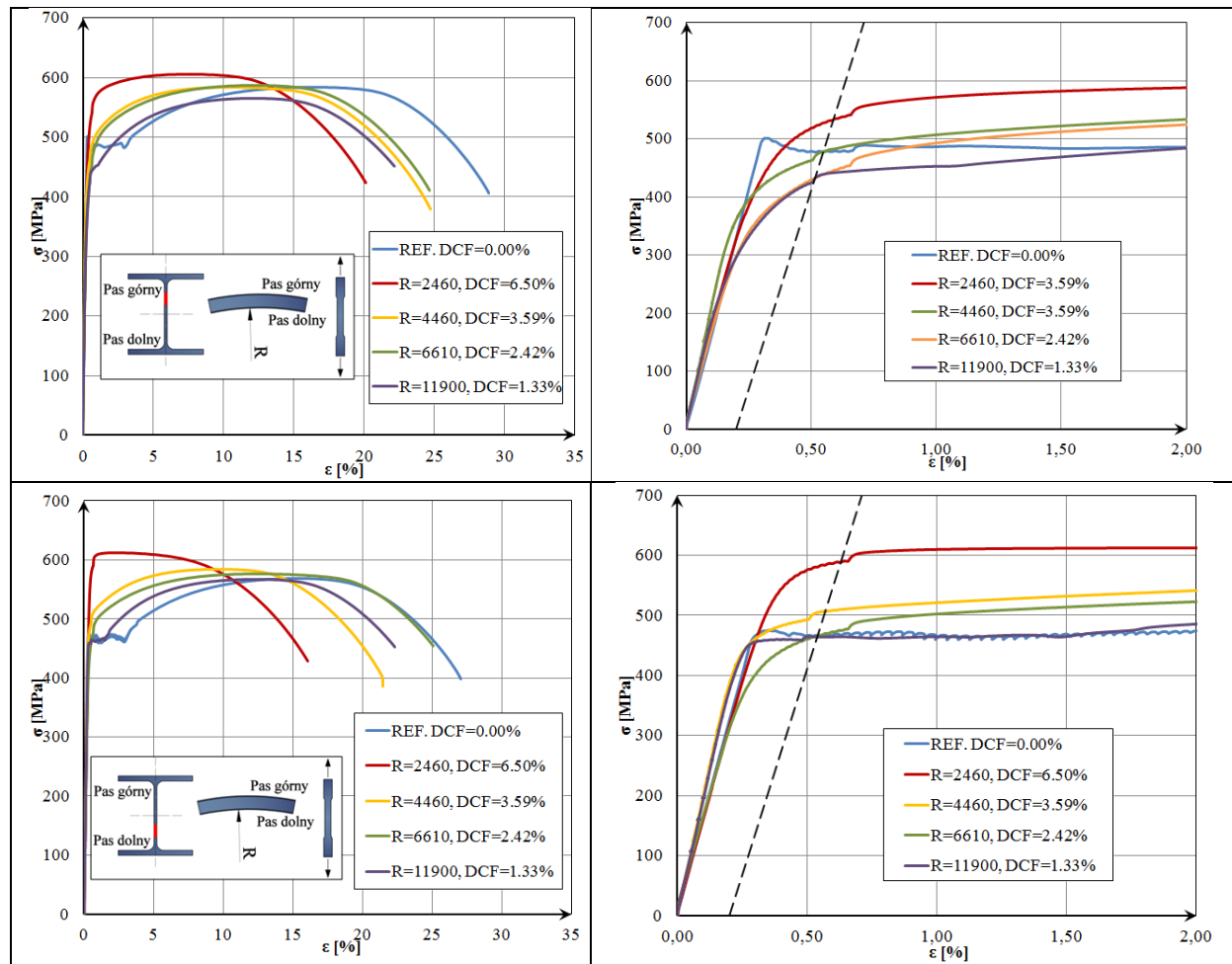


Tab. 4.4. Cd. Zestawienie krzywych  $\sigma$ - $\epsilon$  dla współczynnika DCF w zależności od miejsca pobrania próbki względem przekroju poprzecznego elementu dla próbek po gięciu na zimno

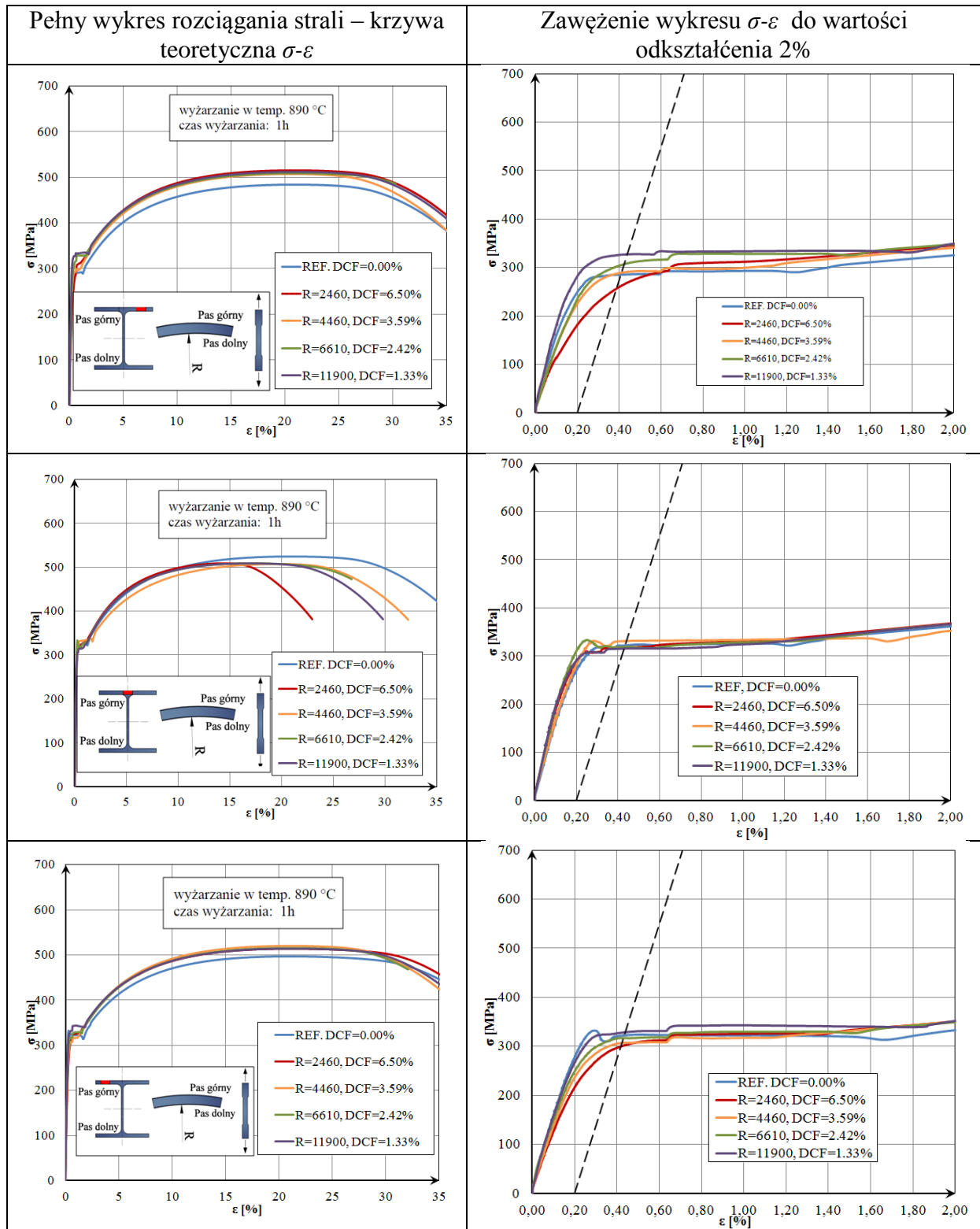




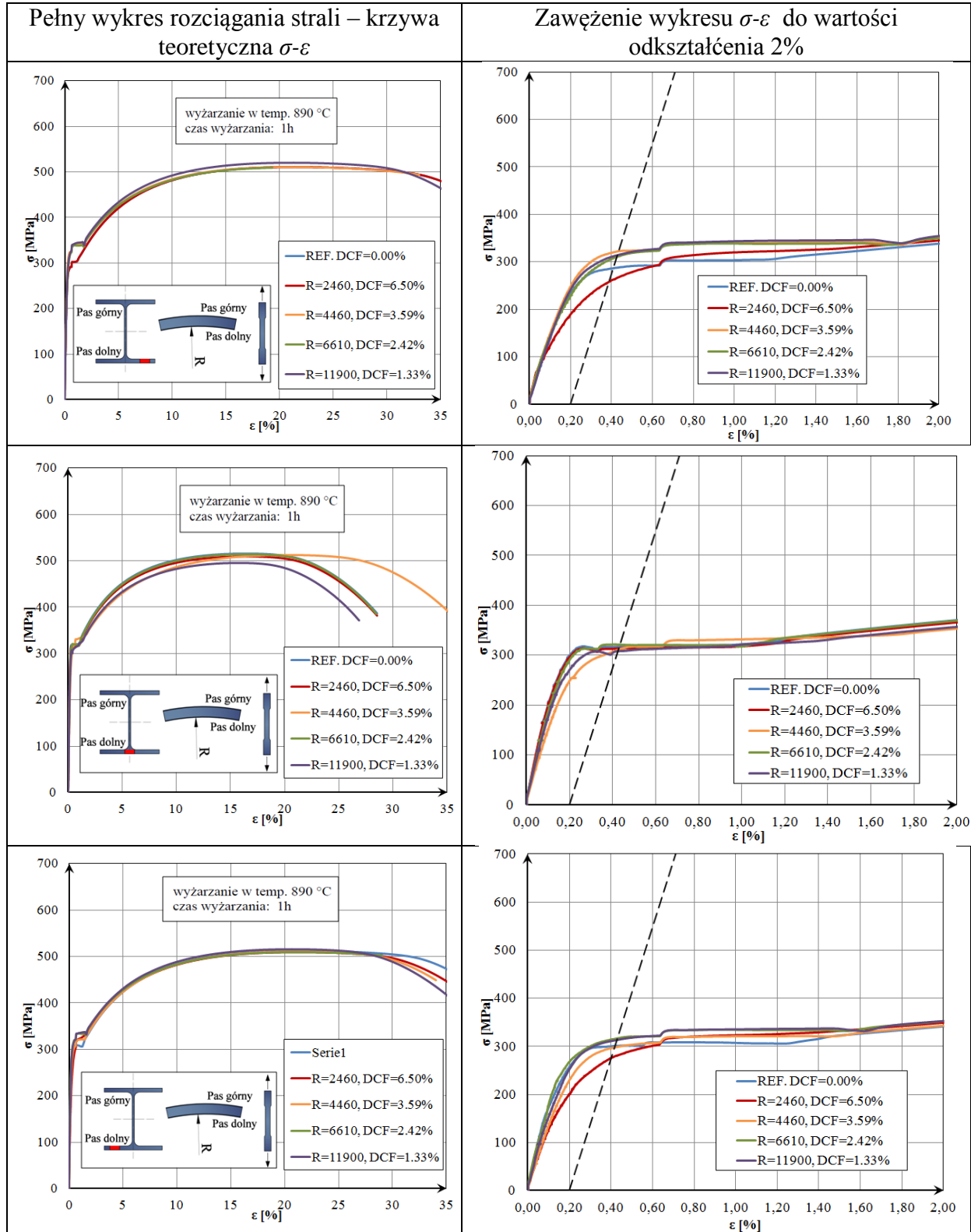
Tab. 4.4. Cd. Zestawienie krzywych  $\sigma$ - $\varepsilon$  dla współczynnika DCF w zależności od miejsca pobrania próbki względem przekroju poprzecznego elementu dla próbek po gięciu na zimno



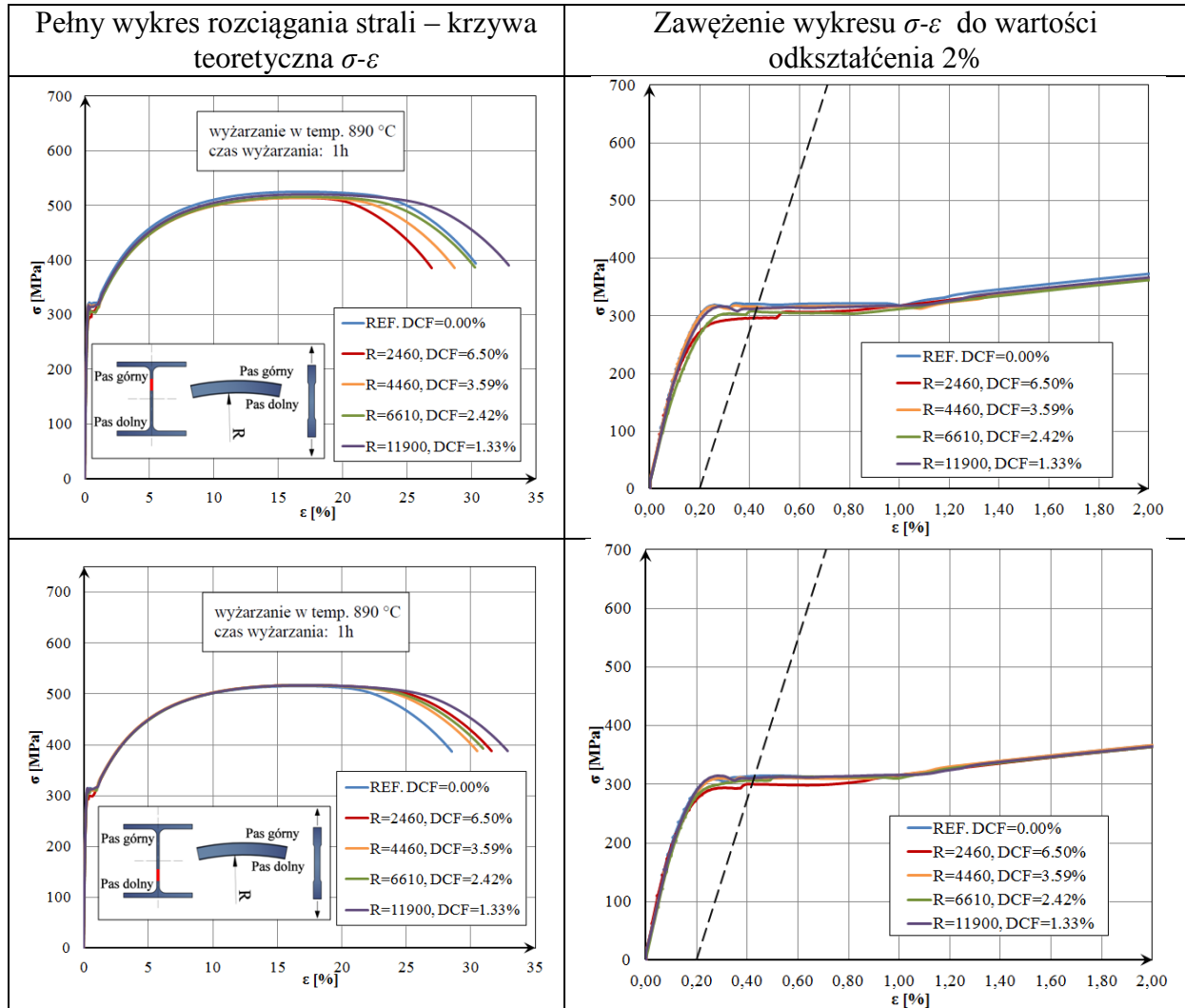
Tab. 4.5. Zestawienie krzywych  $\sigma$ - $\varepsilon$  dla współczynnika DCF w zależności od miejsca pobrania próbki względem przekroju poprzecznego elementu dla próbek wyżarzonych po gięciu na zimno



Tab. 4.5. cd. Zestawienie krzywych  $\sigma$ - $\varepsilon$  dla współczynnika DCF w zależności od miejsca pobrania próbki względem przekroju poprzecznego elementu dla próbek wyżarzonych po gięciu na zimno

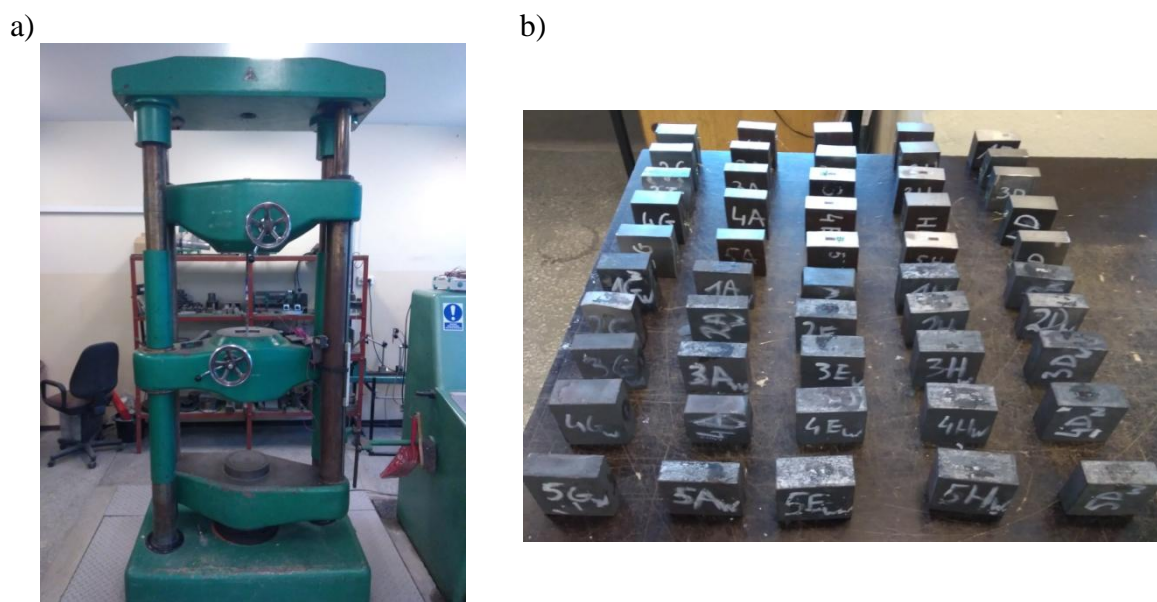


Tab. 4.5. cd. Zestawienie krzywych  $\sigma$ - $\varepsilon$  dla współczynnika DCF w zależności od miejsca pobrania próbki względem przekroju poprzecznego elementu dla próbek wyżarzonych po gięciu na zimno

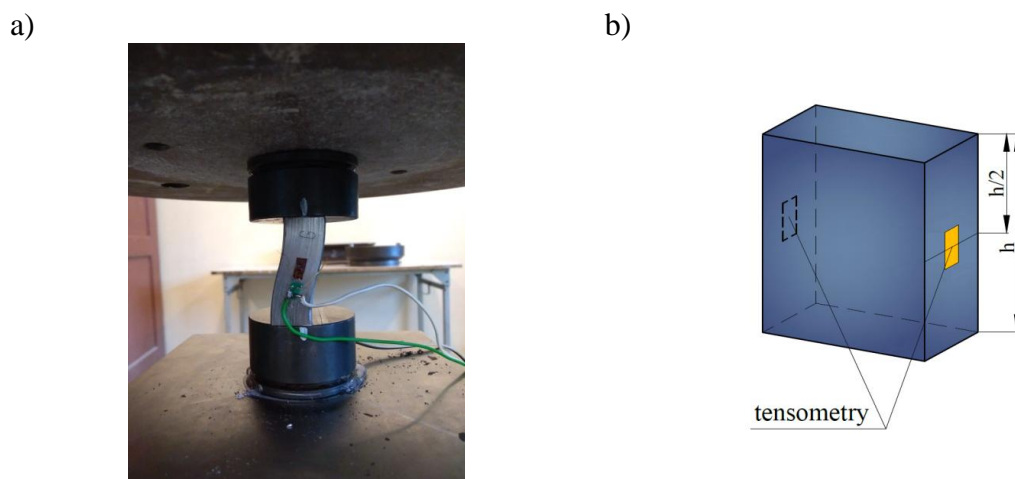


#### 4.4. Badania próbek na ściskanie.

Próbkę na ściskanie wykonano na maszynie wytrzymałościowej o zakresie do 2 MN (rys. 4.11a). Odkształcenia mierzono dwoma tensometrami naklejonymi po przeciwnych stronach próbki (rys. 4.12) przy użyciu wzmacniacza laboratoryjnego *Hottinger MGCplus*. Pomiary prowadzono do momentu uzyskania granicy plastyczności przez próbkę.



Rys. 4.11. Badanie na ściskanie próbek: a) maszyna wytrzymałościowa o zakresie do 2 MN, b) widok próbek po wykonaniu badań

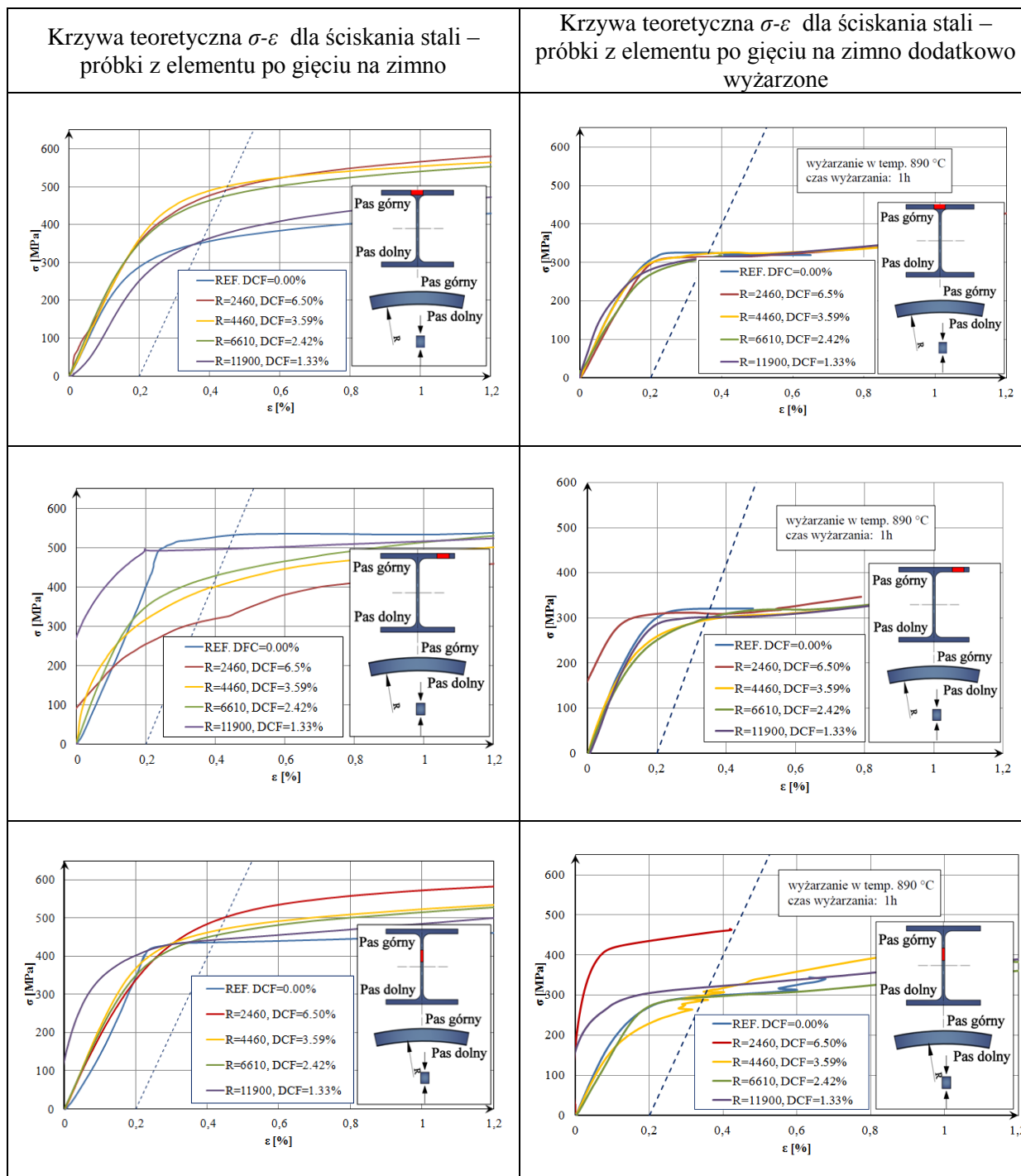


Rys. 4.12. Badanie stali na ściskanie: a) widok próbki podczas ściskania, b) szkic próbki z zaznaczonymi miejscami naklejenia tensometrów

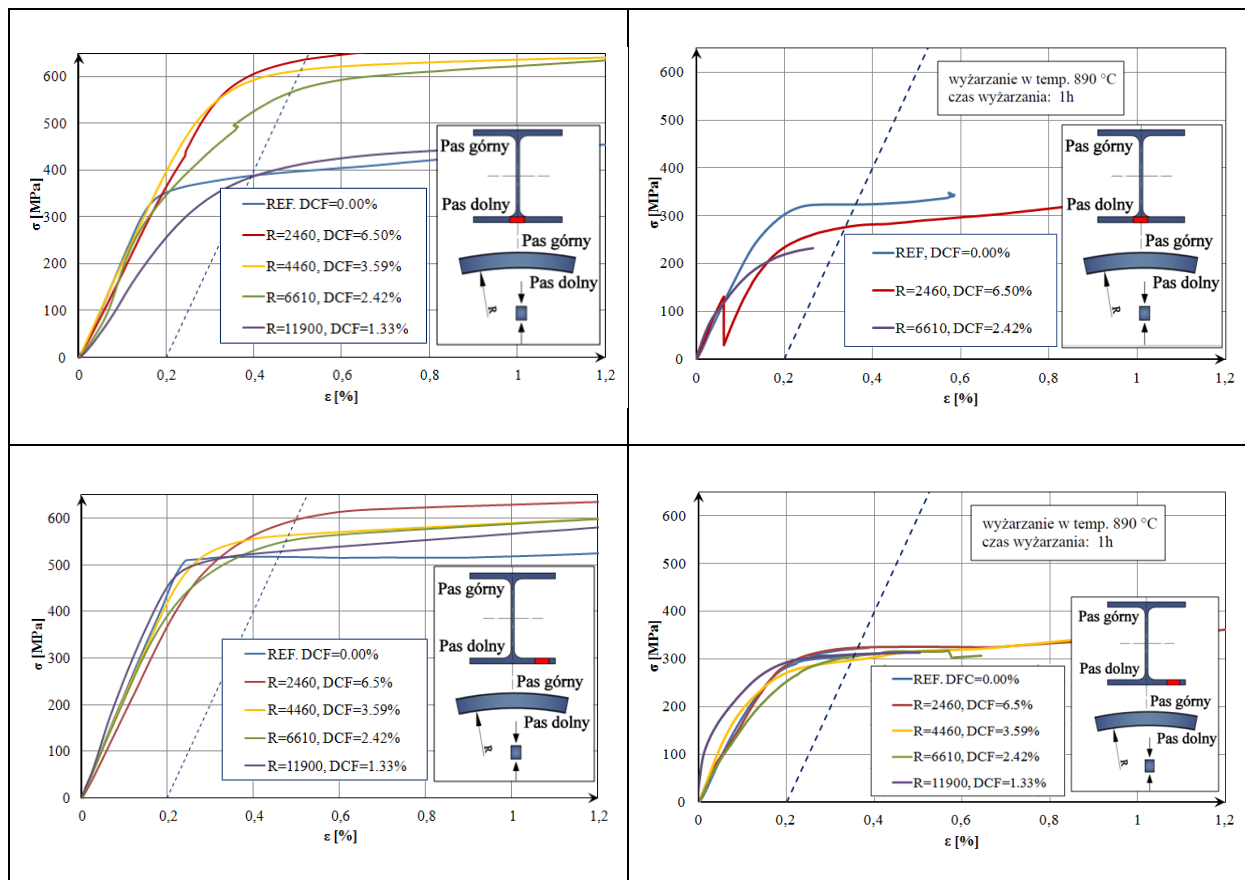
Wykresy statycznej próby ściskania zestawiono w tablicach 4.6. Zestawiono krzywe  $\sigma$ - $\epsilon$  wspólnie dla każdej wartości współczynnika DCF w zależności od miejsca pobrania próbki względem przekroju poprzecznego elementu dla próbek po gięciu na zimno przed i po

wyżarzaniu. Dodatkowo, poprowadzono dodatkową krzywą oznaczoną linią przerywaną – równoległą do krzywej ze sprężystej części wykresu rozciągania stali oraz rozpoczynającą się w odkształceniu 0,2 %.

Tab. 4.6. Zestawienie krzywych  $\sigma$ - $\varepsilon$  dla próby ściskania stali w odniesieniu do współczynnika DCF w zależności od miejsca pobrania próbki względem przekroju poprzecznego elementu dla próbek po gięciu na zimno



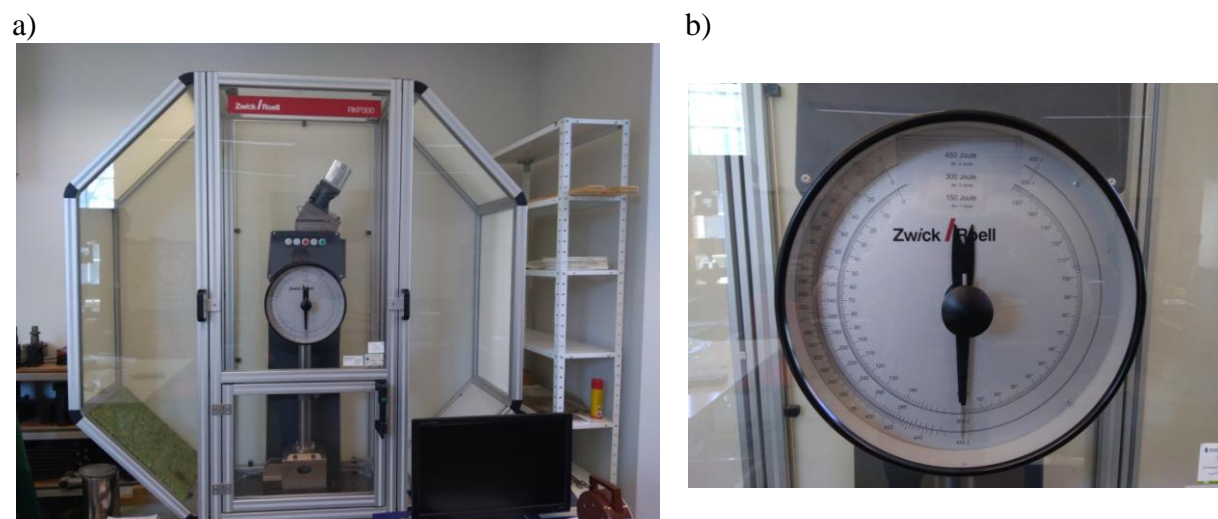
Tab. 4.6. cd. Zestawienie krzywych  $\sigma$ - $\varepsilon$  dla próby ściskania stali w odniesieniu do współczynnika DCF w zależności od miejsca pobrania próbki względem przekroju poprzecznego elementu dla próbek po gięciu na zimno





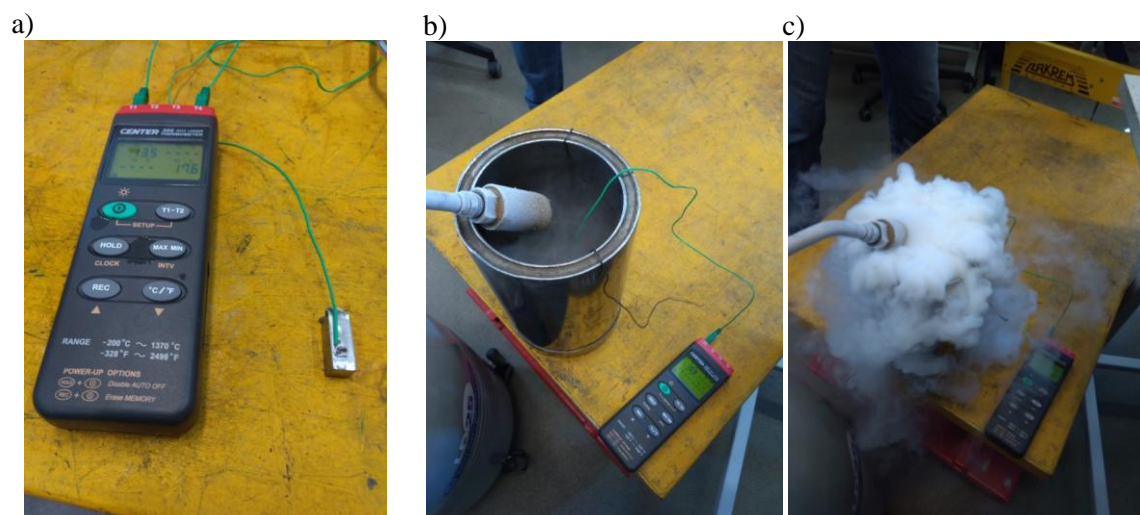
#### 4.5. Badania udarności wg Charpy'ego.

Badania udarności zostały wykonane w Laboratorium Wytrzymałości Materiałów Wydziału Mechanicznego Politechniki Wrocławskiej na maszynie wytrzymałościowej firmy *Zwick Roell* typ RKP 300 (rys. 4.13).



Rys. 4.13. Maszyna wytrzymałościowa do badania udarności stali: a) widok maszyny, b) widok zegarowego wskaźnika pracy łamania

Badania udarności dla większości próbek przeprowadzono w temperaturze  $-20^{\circ}\text{C}$ . W celu schłodzenia próbek zastosowano metodę zanurzenia próbek w alkoholu metylowym, którego temperatura była obniżana ciekłym azotem. Prawidłową temperaturę próbek stwierdzano po uzyskaniu temperatury  $-20^{\circ}\text{C}$  przez próbkę referencyjną z dolutowanym czujnikiem temperatury. Kolejne etapy przeprowadzenia badań przedstawiono na rysunku 4.14. Przebieg badania, sposób i czas umieszczenia próbek w maszynie wytrzymałościowej przeprowadzono zgodnie z normą [47].

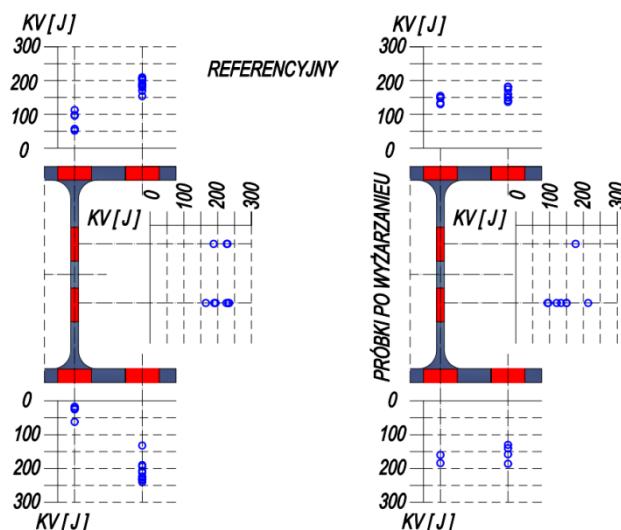




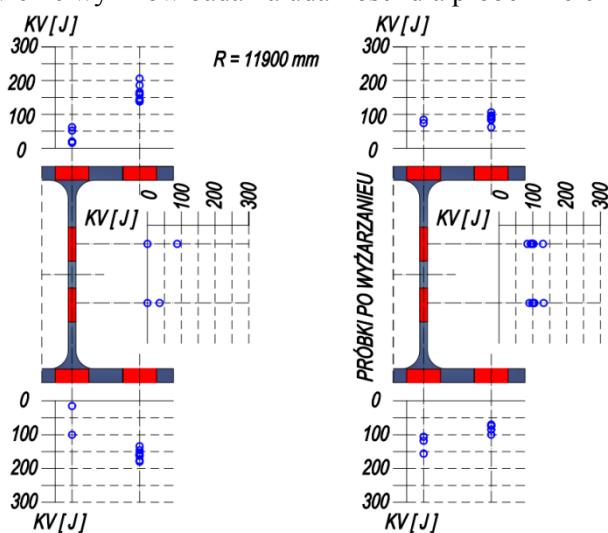


Rys. 4.14. cd Kolejne etapy przeprowadzenia badań udarności: d) chłodzenie próbek ciekłym azotem, e) ciągły pomiar temperatury próbek, f) osiągnięcie docelowej temperatury  $-20^{\circ}\text{C}$ , g) wynik tzw. „wolnego przelotu” młota maszyny, h) szczypce do umieszczania próbek na stanowisku pomiarowym, i) widok wszystkich przebadanych próbek na udarność

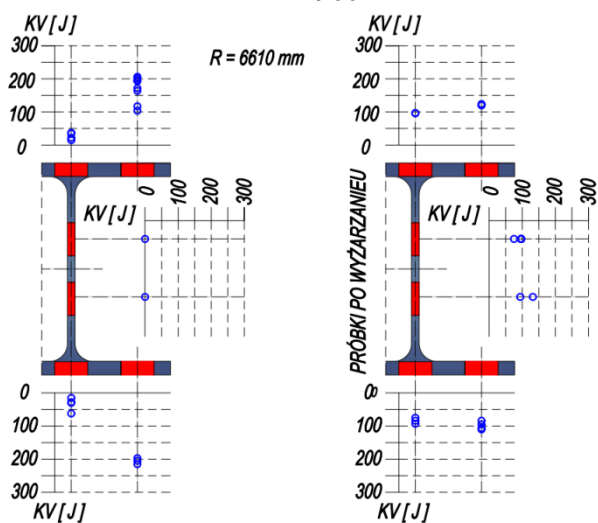
Łącznie przebadano 400 szt. próbek na udarność w temperaturze  $-20^{\circ}\text{C}$ . Połowę próbek stanowiły próbki pobrane z dwuteownika po gięciu na zimno, drugą połowę stanowiły próbki wyżarzone. Zestawienie wyników dla tych próbek przedstawiono na rys. od 4.15 do 4.19. Kilka próbek przebadano w temperaturze  $+20^{\circ}\text{C}$  w celu weryfikacji wzrostu udarności przy badaniu w temperaturze dodatniej. Wyniki dla tych próbek przedstawiono na rys. 4.20. Z kolei w tabelicy 4.17 przedstawiono reprezentatywne widoki złomów.



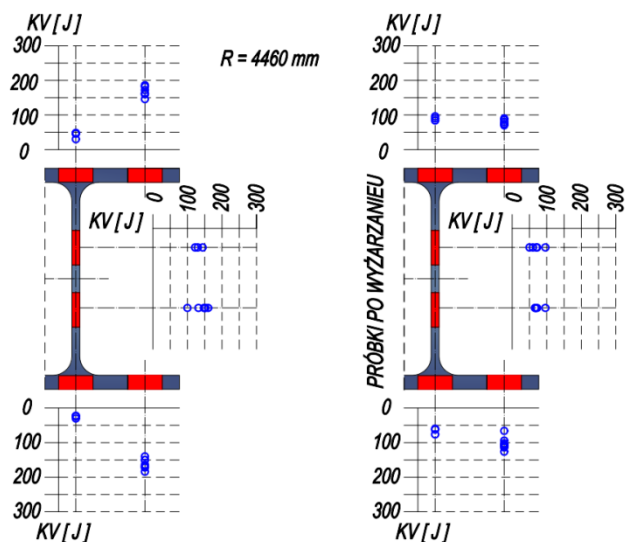
Rys. 4.15. Zestawienie wyników badania udarności dla próbek z elementu referencyjnego



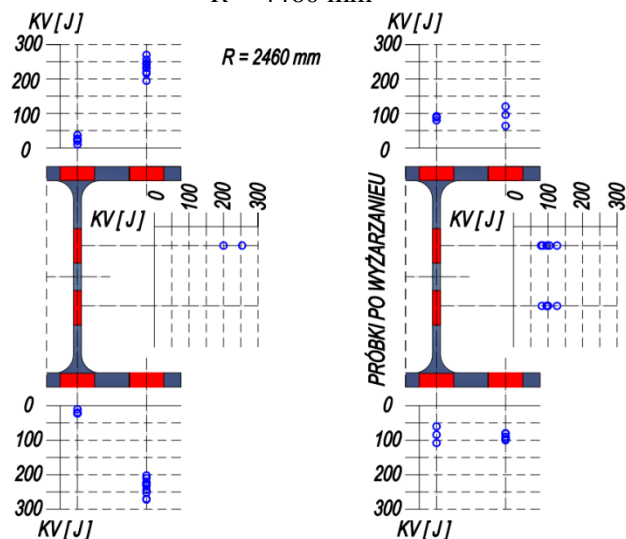
Rys. 4.16. Zestawienie wyników badania udarności dla próbek z elementu wygiętego promieniem  $R = 11900 \text{ mm}$



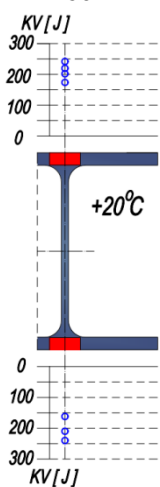
Rys. 4.17. Zestawienie wyników badania udarności dla próbek z elementu wygiętego promieniem  $R = 6610 \text{ mm}$



Rys. 4.18. Zestawienie wyników badania udarności dla próbek z elementu wygiętego promieniem  $R = 4460 \text{ mm}$

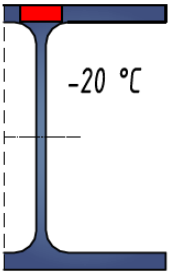


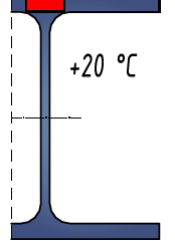


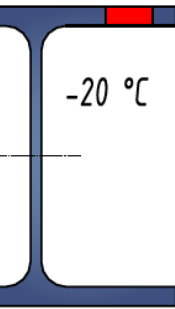


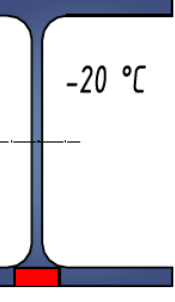


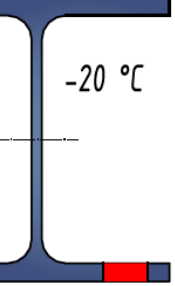




Rys. 4.19. Zestawienie wyników badania udarności dla próbek z elementu wygiętego promieniem  $R = 2460 \text{ mm}$



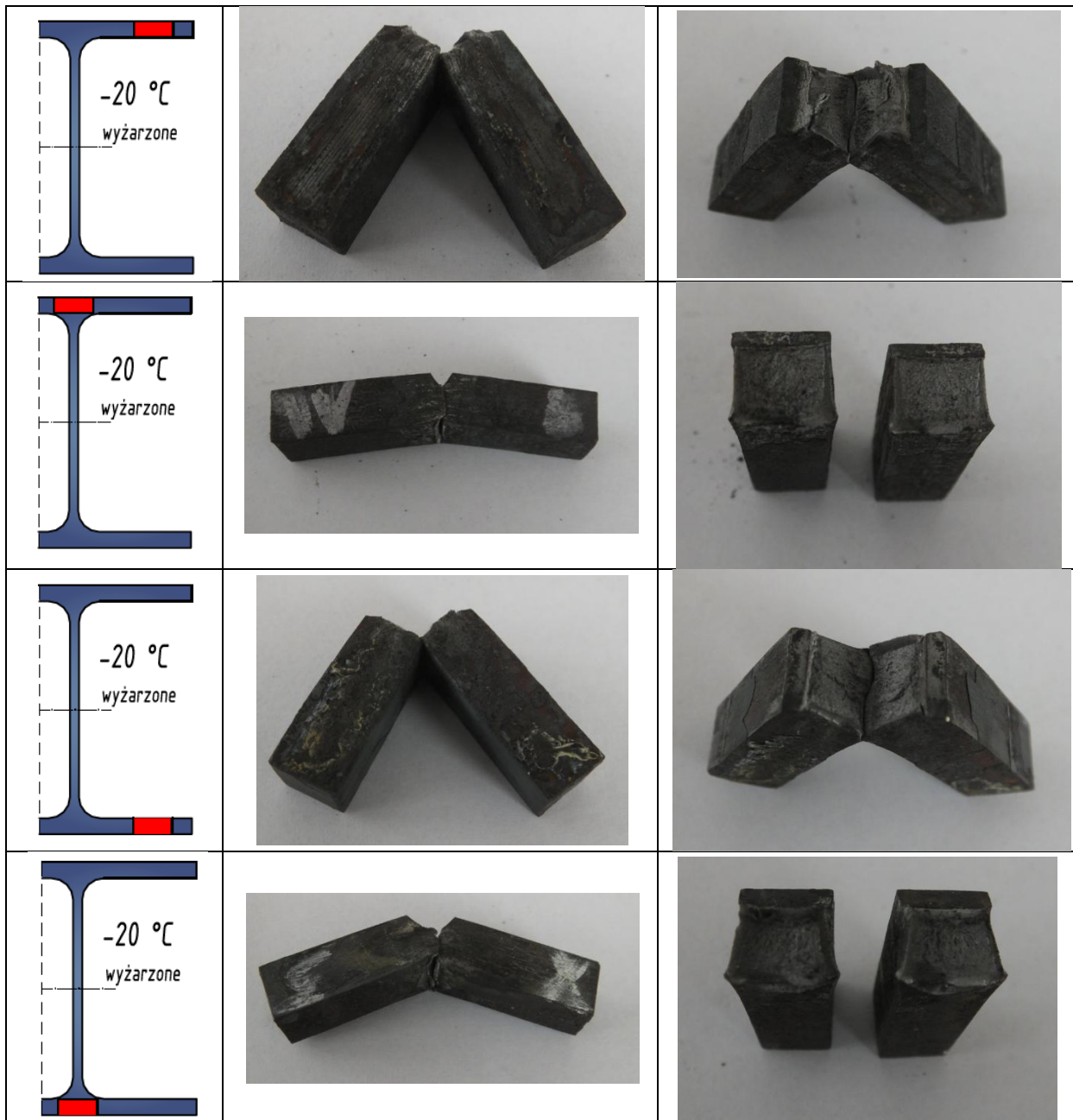
Rys. 4.20. Zestawienie wyników badania udarności dla próbek miejsca połączenia pasów z średnikiem z elementów poddanych gięciu na zimno – badanie w temperaturze  $+20^\circ\text{C}$

Tab. 4.7. Zestawienie wybranych złomów dla prób udarności

Lokalizacja pobrania próbki	Widok boczny złomu	Widok przekroju złomu
 <p>-20 °C</p>		
 <p>+20 °C</p>		
 <p>-20 °C</p>		
 <p>-20 °C</p>		
 <p>-20 °C</p>		



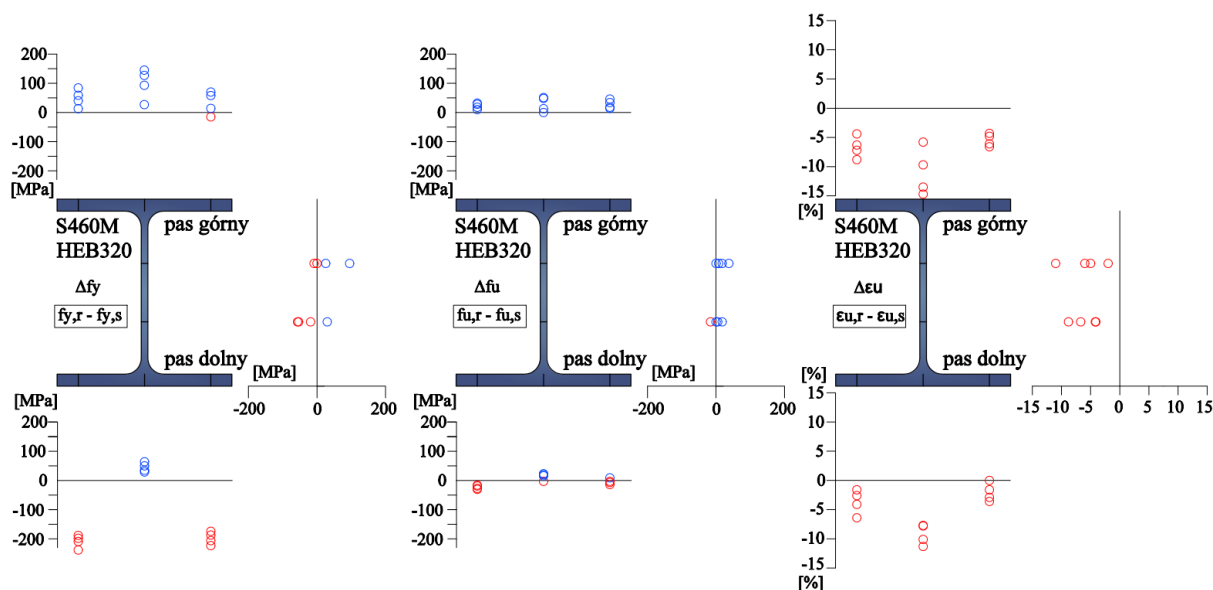
Zmiana właściwości wytrzymałościowych stali i układu naprężeń własnych po formowaniu na zimno dwuteowych kształtowników walcowanych ze stali S460M



## 4.6. Analiza wyników i wnioski

### 4.6.1. Badania na rozciąganie

Badania materiałowe potwierdziły wpływ procesu gięcia na zimno na właściwości mechaniczne badanego elementu. Względne różnice wybranych właściwości mechanicznych granicy plastyczności  $\Delta f_y$ , wytrzymałości stali na rozciąganie  $\Delta f_u$  oraz wydłużenia przy zerwaniu  $\Delta \epsilon_u$  dla prób rozciągania stali zestawiono na rysunku 4.21.



Rys. 4.21. Zestawienie zmian właściwości mechanicznych stali – wyniki badań na rozciąganie – od lewej – zmiany w granicy plastyczności, zmiany w wytrzymałości na rozciąganie oraz zmiany w wydłużalności przy zerwaniu

Próbki pobrane z pasa górnego (pas rozciągany podczas procesu gięcia) wykazują wzrost granicy plastyczności stali średnio o ok. 50 MPa (10 % wartości referencyjnej) i wzrost wytrzymałości na rozciąganie średnio o ok. 25 MPa (5 % wartości referencyjnej) przy jednoczesnym obniżeniu wydłużenia przy zerwaniu nawet o 15 %. Wpływ procesu gięcia jest bardziej wyraźny w próbkach pobranych ze środkowej części pasa – przy połączeniu ze środkiem.

Wyniki badań dla próbek z pasa dolnego (pas ściskany podczas procesu gięcia) wykazują zmienne właściwości w zależności od miejsca pobrania. Próbki pobrane ze skrajnych części pasa wykazują spadek granicy plastyczności oraz nieznaczny spadek wytrzymałości stali na rozciąganie (maksymalnie o ok. 5%). Średnia granicy plastyczności w skrajnych częściach pasa dolnego wyniosła ok.  $0,43 f_y$  (spadek o ok. 57 % w stosunku do wartości referencyjnej). Spadek granicy plastyczności w skrajnych częściach pasa ściskanego

podczas gięcia jest większy niż wzrost granicy plastyczności w pozostałym miejscach przekroju, który wyniósł ok.  $0,23 f_y$  (rys. 4.21).

Generalnie w całym przekroju analizowanych elementów zaobserwowano spadek wydłużenia próbek przy zerwaniu a największą redukcję, równą ok. 10-15 % zaobserwowano w pasach w miejscach połączenia ze środkiem. W pozostałych punktach pomiarowych redukcja wyniosła ok. 5-7 %.

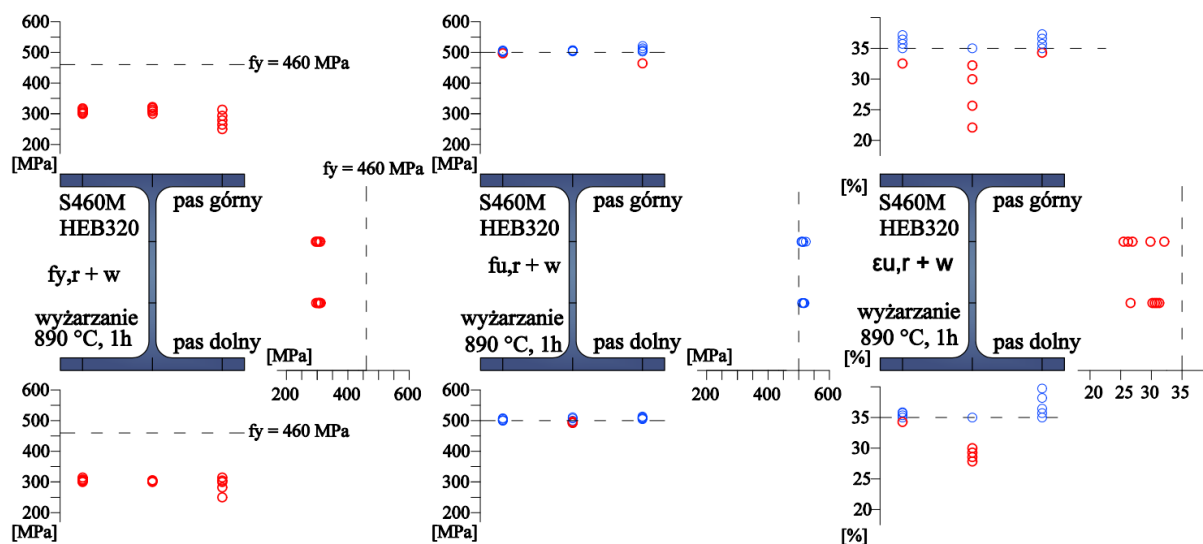
Próbki pobrane z górnej części środka (bliżej pasa rozciąganego podczas gięcia) wykazują umiarkowany wzrost granicy plastyczności średnio o ok. 5% , natomiast próbki pobrane z dolnej części środka (bliżej pasa ściskanego podczas gięcia) wykazują umiarkowany spadek granicy plastyczności średnio o ok. 5%. Dla wszystkich próbek uzyskano porównywalne wartości wytrzymałości na rozciąganie. Wydłużenia przy zerwaniu próbki wykazywały zmniejszone wartości w stosunku do próbek referencyjnych od 5 do 10 %.

Powyższe obserwacje dowodzą, że zmiany właściwości mechanicznych są zależne od analizowanego miejsca w przekroju. Badania doświadczalne wykazały, że zmiana właściwości mechanicznych jest w dużym stopniu zależna od odkształceń plastycznych na zimno tj. od promienia gięcia rozpatrywanego elementu. Można zaobserwować wyraźny wzrost granicy plastyczności oraz zmniejszenie plastyczności wraz ze zwiększeniem odkształceń plastycznych na zimno – coraz to mniejszym promieniem gięcia na zimno. Należy podkreślić, że powyższe obserwacje dotyczą kształtownika HEB 320 giętego na zimno w skrajnych proporcjach  $7.7 < R/h < 38.7$ , wykonanego ze stali S460 M.

Największy wpływ procesu gięcia na zimno na właściwości mechaniczne stali wykazują próbki pobrane z miejsc połączenia pasów ze środkiem. Zmiana właściwości stali nie jest uzależniona od odległości badanego punktu od osi obojętnej przekroju, ponieważ w badaniach udowodniono zmienne właściwości po szerokości pasów. Pas górny prezentuje inne zachowanie naprężeniowo-odkształceniowe w stosunku do pasa dolnego co może powodować z kolei niesymetryczny rozkład sił wewnętrznych względem głównej osi bezwładności.

Na rysunku 4.22 zestawiono wyniki z badań na rozciąganie próbek po wyżarzeniu w temperaturze  $890^{\circ}\text{C}$  przez jedną godzinę. Można uznać, że po wyżarzeniu granica plastyczności dla całego przekroju została ujednoczona i wyniosła ok. połowę wartości nominalnej granicy plastyczności -  $f_{y,r+w} = 300 \text{ MPa}$ . Ujednoczona w całym przekroju belki

została również wytrzymałość na rozciąganie  $f_{u,r+w}$  i wynosiła ok 500 MPa. Po wyżarzaniu, czego można się było spodziewać, poprawiła się ciągliwość stali i wydłużenie przy zerwaniu. W znacznej większości przekroju wyniosło  $\varepsilon_{u,r+w} \geq 35$  %. Niższe wartości wydłużalności przy zerwaniu uzyskano dla próbek z miejsca połączenia pasa ze środkami (od 20 % do 30 %). Poprawa ciągliwości została uzyskana kosztem granicy plastyczności.



Rys. 4.22. Zestawienie właściwości mechanicznych stali – wyniki badań na rozciąganie – od lewej – granica plastyczności, wytrzymałość na rozciąganie oraz wydłużenie przy zerwaniu, parametry po wyżarzaniu normalizującym

#### 4.6.2. Badania na ściskanie

Krzywe  $\sigma$ - $\varepsilon$  dla ściskania i rozciągania w różnych lokalizacjach w przekroju wraz z porównaniem do wyników z próbek referencyjnych zostały przedstawione na rysunkach 4.23-4.26. Na każdym rysunku zestawiono krzywe dla jednego promienia gięcia. Próba ściskania nie pozwala na określenie maksymalnego naprężenia przy zniszczeniu więc analiza wyników bazowała wyłącznie na granicy plastyczności. Na podstawie wykresów można zaobserwować poniższe zależności:

- dla wszystkich analizowanych przypadków dla pasa górnego granica plastyczności na ściskanie jest niższa od granicy plastyczności na rozciąganie. Różnica jest zależna od promienia gięcia i miejsca pobrania próbki z pasa górnego – rozciąganego podczas gięcia. Dla próbek pobranych ze środkowej części pasa górnego różnica sięga od ok. 15 % (dla promienia gięcia  $R = 11900$  mm) do 26 % (dla promienia gięcia  $R = 2460$  mm). Dla próbek pobranych z zewnętrznych części pasa górnego różnica wynosi od ok. 3 % (dla promienia gięcia  $R = 11900$  mm) nawet do 47 % (dla promienia gięcia  $R = 2460$  mm),



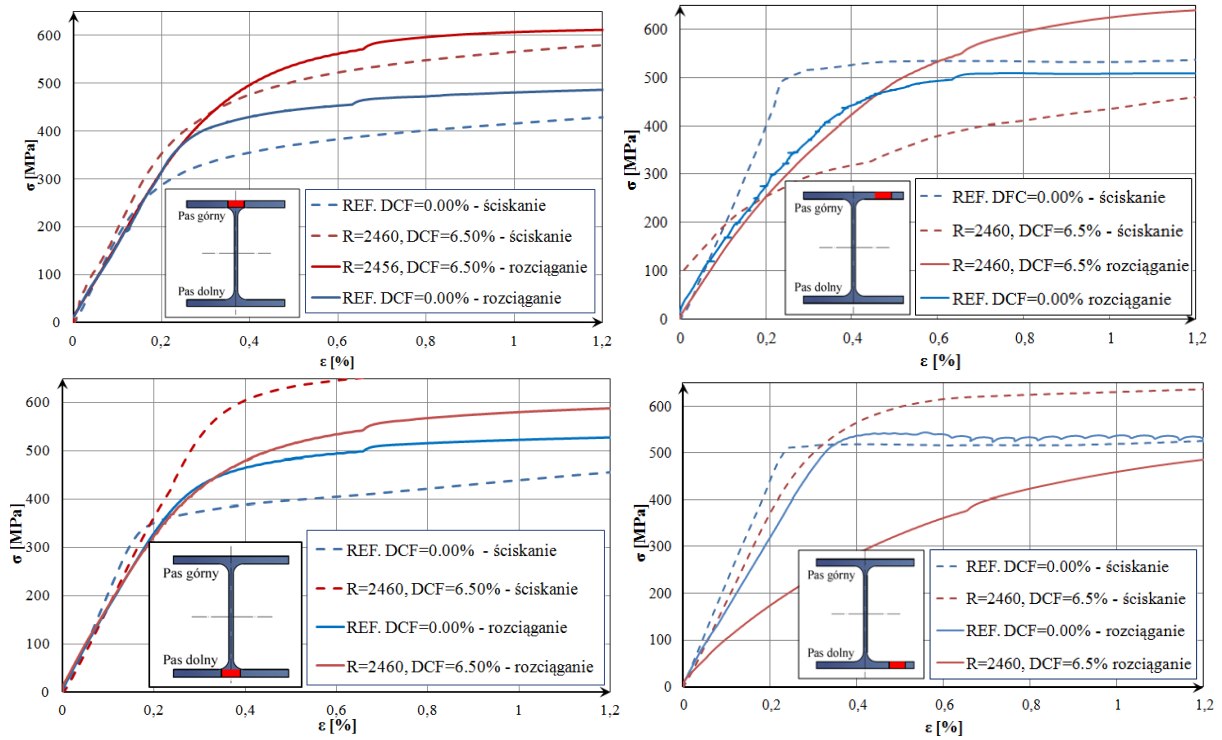
- w pasach dolnych – ściskanych podczas gięcia, granica plastyczności na ściskanie jest wyższa od granicy plastyczności na rozciąganie. Różnica jest również zależna od promienia gięcia i miejsca pobrania próbki z pasa dolnego. Dla próbek pobranych ze środkowej części pasa różnica wynosi od ok. 7 % (dla promienia gięcia  $R = 11900$  mm) do ok. 14 % (dla promienia gięcia  $R = 2460$  mm). Dla próbek pobranych z zewnętrznych części pasa różnica wynosi od ok. 53 % (dla promienia gięcia  $R = 11900$  mm) nawet do 85 % (dla promienia gięcia  $R = 2460$  mm).

- obie powyższe obserwacje potwierdzają zależność właściwości mechanicznych od kierunku badania próbek co z kolei potwierdza występowanie efektu Bauschingera w elementach giętych na zimno. Należy zauważyć, że zarówno w zewnętrznych częściach pasa górnego jak i dolnego wzrost i spadek granicy plastyczności zachodzi symetrycznie względem granic plastyczności dla próbek referencyjnych. Z kolei dla próbek pobranych ze środkowych części pasów zawsze występuje wzrost granic plastyczności (dla rozciągania i ściskania) względem próbek referencyjnych – inny dla obu przypadków. Oprócz przesunięcia się wykresu  $\sigma$ - $\varepsilon$ , następuje również zwiększenie wartości  $2|f_y|$ , co może świadczyć o występowaniu dodatkowych zjawisk towarzyszących efektowi Bauschingera.

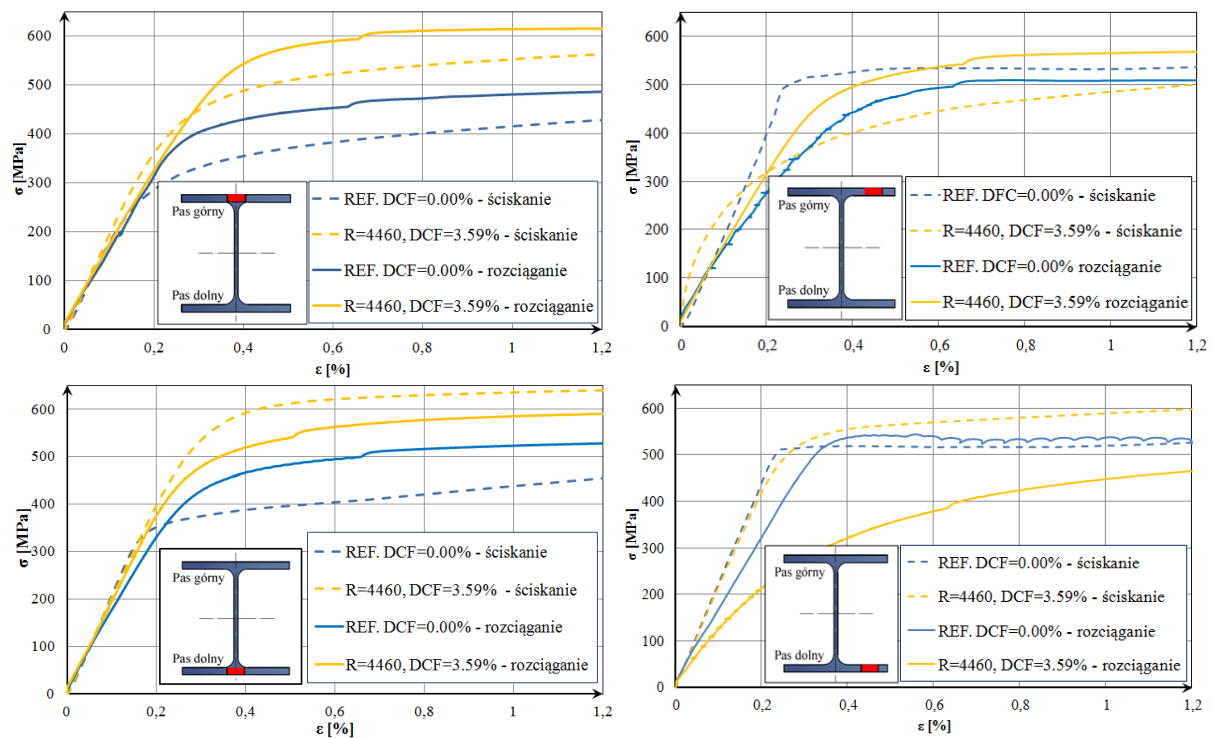
- należy podkreślić fakt zmiany nachylenia sprężystej części wykresu  $\sigma$ - $\varepsilon$ . Największą zmianę kąta nachylenia widać w próbkach z zewnętrznych części pasa górnego dla próby ściskania oraz dla zewnętrznych próbek z pasa dolnego dla próby rozciągania.

Otrzymane rezultaty wykazują konieczność rozróżnienia w elementach giętych na zimno granicy plastyczności z uwagi na rozciąganie i ściskanie, oraz rozróżnienie modułów Younga  $E$  w zależności od charakteru pracy elementu w konstrukcjach.

Na rysunku 4.27 przedstawiono zestawienie wyników badań na ściskanie dla próbek po gięciu na zimno oraz dla próbek po gięciu na zimno poddanych wyżarzaniu w temperaturze 890 °C przez jedną godzinę. Zaobserwowano, że po wyżarzaniu wszystkie próbki niezależnie od wcześniejszego stopnia odkształcenia na zimno oraz od miejsca pobrania osiągają podobną granicę plastyczności równą ok. 300 MPa – 65 % nominalnej granicy plastyczności. Jest to kolejne potwierdzenie, po próbach na rozciąganie, że stali drobnoziarnistej S460M nie należy poddawać procesowi normalizacji.

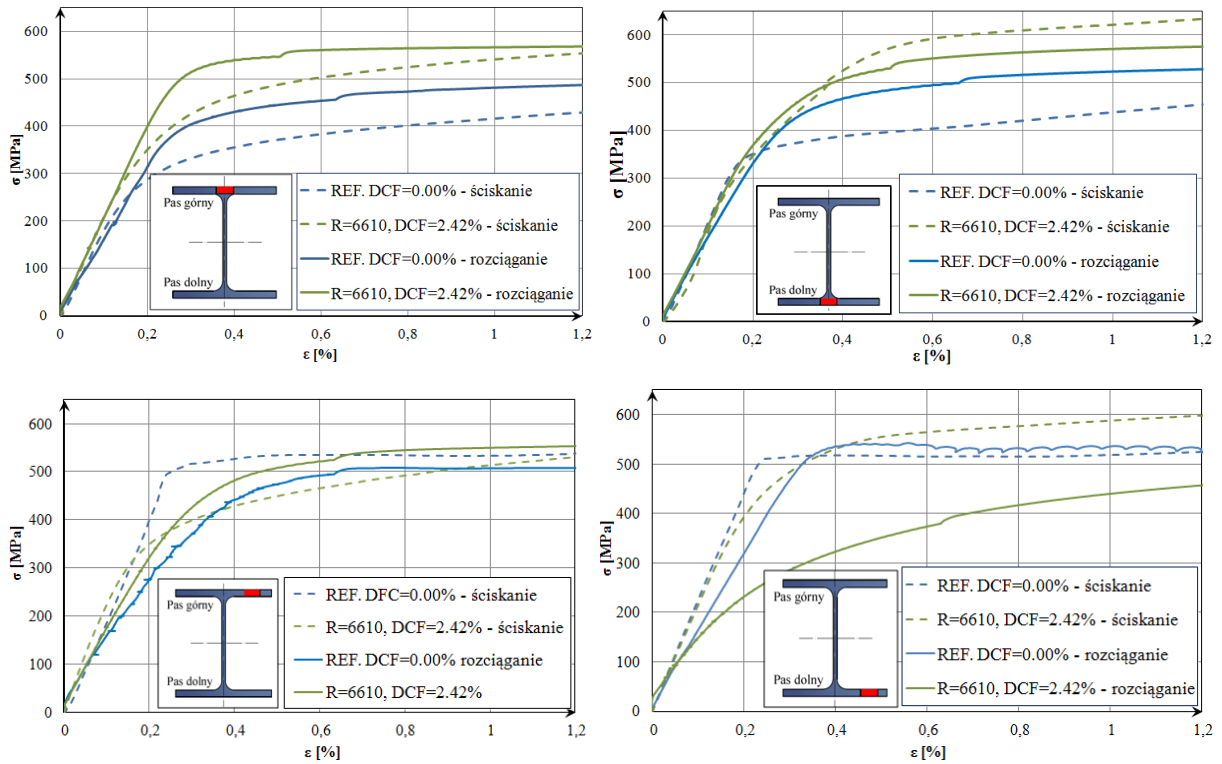


Rys. 4.23. Zestawienie krzywych  $\sigma$ - $\varepsilon$  dla próby ściskania i rozciągania próbek z różnych części przekroju dla promienia gięcia  $R = 2460$  mm oraz elementu referencyjnego

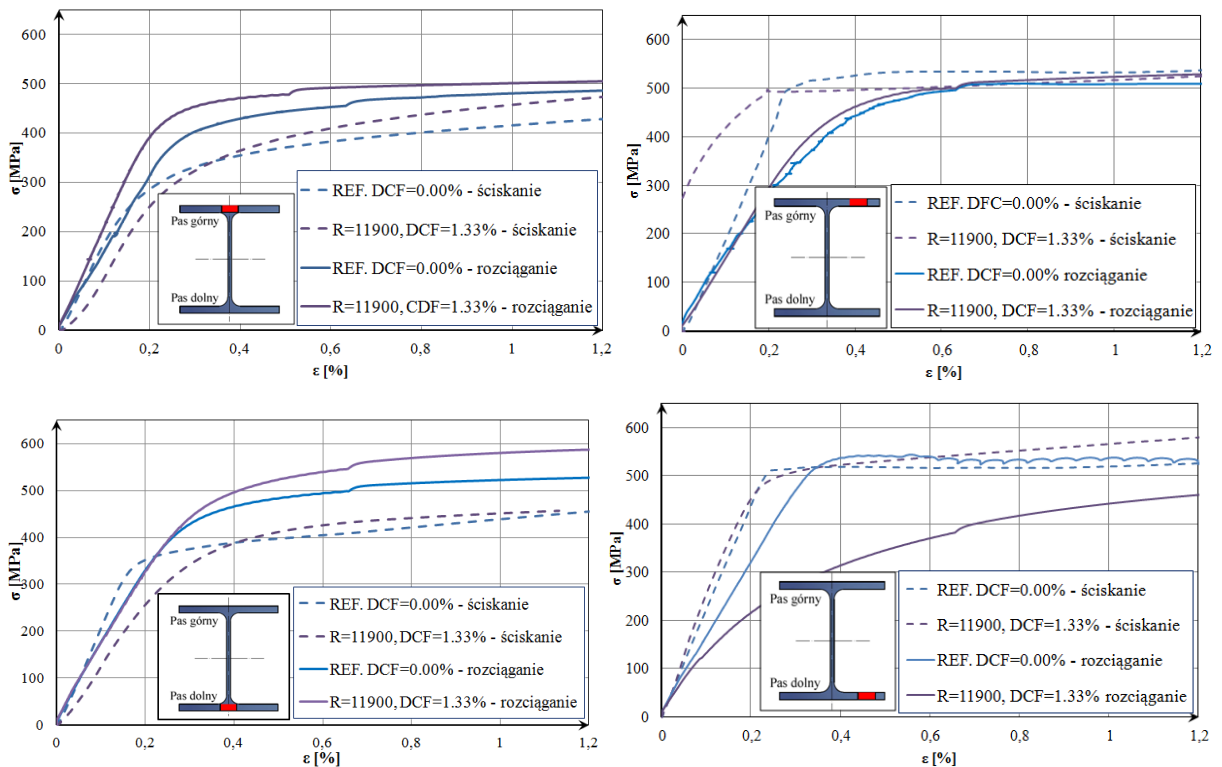


Rys. 4.24. Zestawienie krzywych  $\sigma$ - $\varepsilon$  dla próby ściskania i rozciągania próbek z różnych części przekroju dla promienia gięcia  $R = 4460$  mm oraz elementu referencyjnego

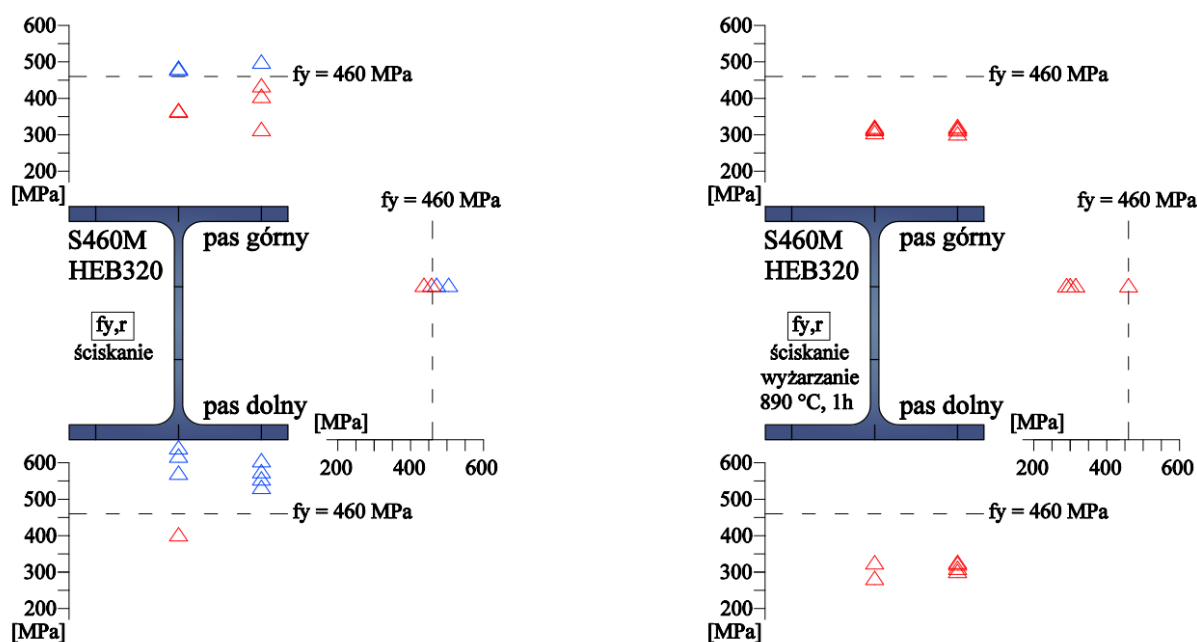
Zmiana właściwości wytrzymałościowych stali i układu naprężeń własnych po formowaniu na zimno dwuteowych kształtowników walcowanych ze stali S460M



Rys. 4.25. Zestawienie krzywych  $\sigma$ - $\varepsilon$  dla próby ściskania i rozciągania próbek z różnych części przekroju dla promienia gięcia  $R = 6610$  mm oraz elementu referencyjnego



Rys. 4.26. Zestawienie krzywych  $\sigma$ - $\varepsilon$  dla próby ściskania i rozciągania próbek z różnych części przekroju dla promienia gięcia  $R = 6610$  mm oraz elementu referencyjnego



Rys. 4.27. Zestawienie właściwości mechanicznych stali – wyniki badań na ściskanie – od lewej – granica plastyczności uzyskana w próbie ściskania, granica plastyczności uzyskana w próbie ściskania na próbkach po wyżarzeniu

#### 4.6.3. Badania udarności

Przeprowadzone badania udarności wykazały niewielkie zmiany w udarności stali odkształconej na zimno – średnie wartości dla poszczególnych segmentów różniły się o ok. 5% w stosunku do wyników uzyskanych dla elementu prostego. W każdym analizowanym promieniu gięcia oraz elemencie referencyjnym uzyskano najniższe wartości udarności dla temperatury  $-20^{\circ}\text{C}$  w miejscu połączenia pasów ze środnikiem i wynosiła dla elementu referencyjnego od 50 do 100 J, dla elementów giętych na zimno od 10 do 50 J. W tych obszarach zaobserwowano największy wpływ gięcia na zimno na spadek udarności. Po uzyskaniu tak niskich wartości udarności dla tej części przekroju zbadano siedem próbek w temperaturze  $+20^{\circ}\text{C}$  i uzyskano wartości udarności od 100 do 250 J (rys. 4.20.). Należy podkreślić, że połączenie środnika z pasami nie jest miejscem, z którego należy pobierać próbki do badań normowych. Jednak na potrzeby pracy przeanalizowano również te miejsca.

W pozostałych miejscach przekroju udarność osiągała znacznie większe wartości w granicach od 150 do 250 J, co stanowi spełnienie wymagań normowych z dużym zapasem bezpieczeństwa. Norma [92] określa, że w przypadku stali S460M, praca łamania w temperaturze  $-20^{\circ}\text{C}$  nie może być mniejsza niż 40 J.

Badania udarności dla stali poddanej wyżarzaniu normalizującemu wykazały, że udarność dla takiego elementu nie jest zależna od miejsca pobrania próbki i zachowuje się

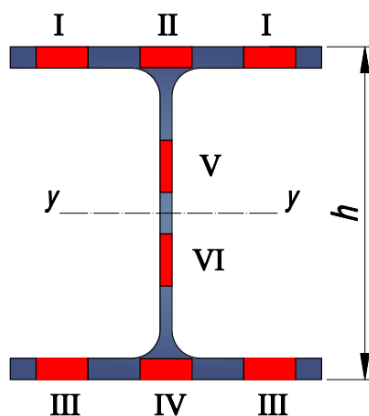
bardzo podobnie w każdym analizowanym miejscu. Dla elementu referencyjnego wartości przyjmowały wartości od 125 – 175 J. Wartości w całym przekroju elementów giętych na zimno przyjęły podobne wartości, dla miejsc połączenia pasów ze środkiem udarność wzrosła w stosunku do elementu przed wyżarzeniem, w pozostałych częściach przekroju obniżyła się uzyskując udarność na poziomie od 50 J do 125 J. Wyniki sugerują, że po wyżarzeniu normalizacyjnym element uzyskuje, również dla udarności, jednolite właściwości w całym przekroju.

W tablicy 4.7 zestawiono wybrane widoki złomów po badaniu udarności. Zaobserwowano, że dla próbek pobranych z połączenia pasów ze środkiem badanych w temperaturze  $-20^{\circ}\text{C}$  uzyskiwano złomy kruche. Dla tych samych miejsc w temperaturze  $+20^{\circ}\text{C}$  uzyskano złomy plastyczne. Dla wszystkich pozostałych analizowanych miejsc uzyskano złomy plastyczne w temperaturze badania  $20^{\circ}\text{C}$ .

Proces wyżarzania poprawił plastyczność w próbkach pobranych z miejsc połączenia pasów ze środkiem i uzyskano w tych miejscach złomy plastyczne.

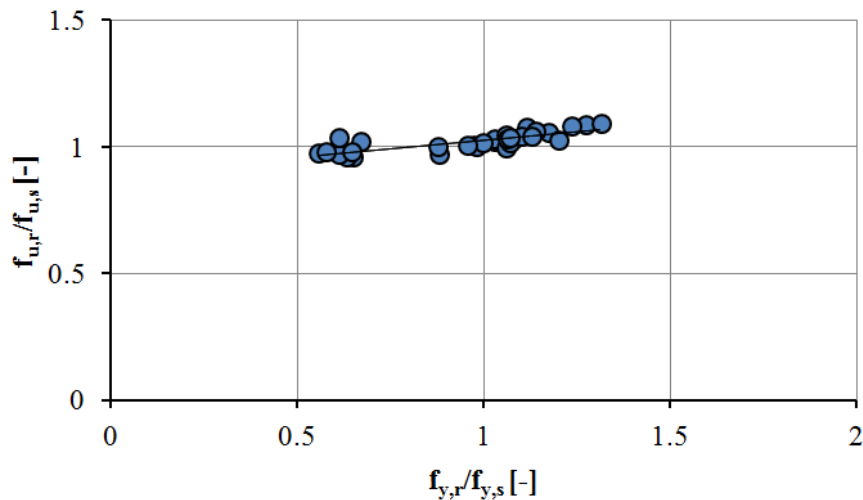
#### 4.6.4. Propozycja modelu szacowania granicy plastyczności

Na podstawie modeli obliczeniowych do przewidywania granicy plastyczności w elementach poddanych gięciu na zimno przedstawionych przez Ashraf i in. [6] oraz Spoorenberg i in. [71] zaproponowano rozbudowanie modelu o dwuteowniki gięte względem silnej osi ze stali S460M. Ponieważ właściwości materiałowe są uzależnione od miejsca pobrania próbki z przekroju zaproponowano podział przekroju elementu na sześć różnych obszarów (rys. 4.28) do określenia  $f_{y,r}$  – granicy plastyczności po gięciu na zimno. Przy formułowaniu założeń modelu wprowadzono współczynnik wygięcia  $R/h$ , gdzie  $R$  to promień gięcia,  $h$  - nominalna wysokość przekroju dwuteownika.



Rys. 4.28. Podział przekroju na obszary do szacowania granicy plastyczności

Wg [15] wpływ formowania na zimno na właściwości mechaniczne stali jest związany ze stosunkiem  $f_{u,r}/f_{u,s}$  – wytrzymałości materiału po gięciu do wytrzymałości materiału referencyjnego, do stosunku  $f_{y,r}/f_{y,s}$  – granicy plastyczności materiału po gięciu na zimno do granicy plastyczności materiału z elementu prostego. Powyższą zależność przedstawiono na rysunku 4.29.



Rys. 4.29. Zależność  $f_{u,r}/f_{u,s}$  do  $f_{y,r}/f_{y,s}$  wynikająca z badań

Na podstawie wykresu punktowego wyznaczono linię trendu, którą można opisać:

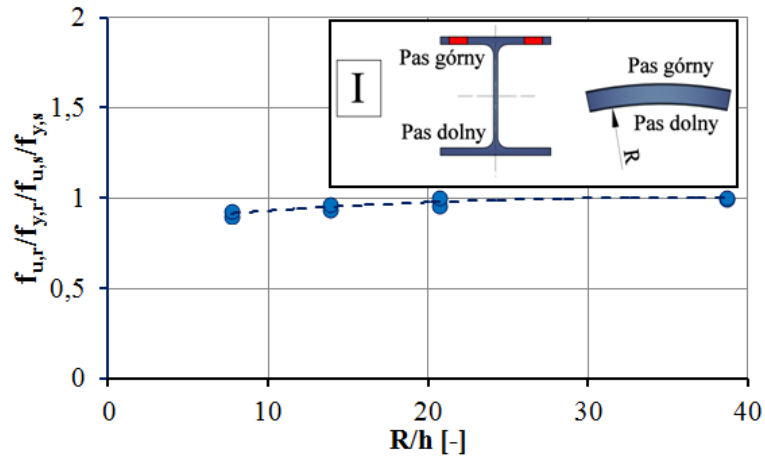
$$\frac{f_{u,r}}{f_{u,s}} = 0,132 \frac{f_{y,r}}{f_{y,s}} + 0,892 . \quad (4.1)$$

Jako miarę wpływu zmian właściwości mechanicznych stali spowodowanych procesem gięcia wprowadzono parametr  $(f_{u,r}/f_{y,r})/(f_{u,s}/f_{y,s})$ . Dla każdej z sześciu wydzielonych obszarów w przekroju wykreślono ten parametr w stosunku do współczynnika wygięcia (rys. 4.30-4.35). Zastosowanie regresji nieliniowej pozwala uzyskać następującą zależność:

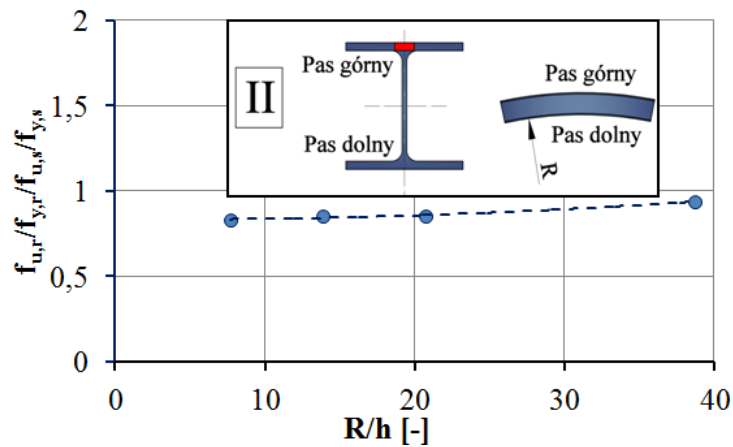
$$\frac{f_{u,r}/f_{y,r}}{f_{u,s}/f_{y,s}} = 1 - \frac{C}{R/h} . \quad (4.2)$$

Parametr  $C$  skalibrowano na podstawie zależności danych doświadczalnych przedstawionych na rys. 4.30-4.35. Propozycje parametru w zależności od obszaru zestawiono w tabelicy 4.8. Parametr  $C$  zmienia się w zależności od obszaru w przekroju i odwzorowuje względną zmianę granicy plastyczności i wytrzymałości na rozciąganie w zależności od współczynnika wygięcia  $R/h$ . W większości obszarów parametr  $C$  przyjmuje wartości dodatnie, w obszarze III przyjmuje wartość ujemną co świadczy o spadku właściwości wytrzymałościowych stali w stosunku do właściwości z próbek referencyjnych. Można zaobserwować zależność, że wraz ze wzrostem współczynnika wygięcia  $R/h$  maleje

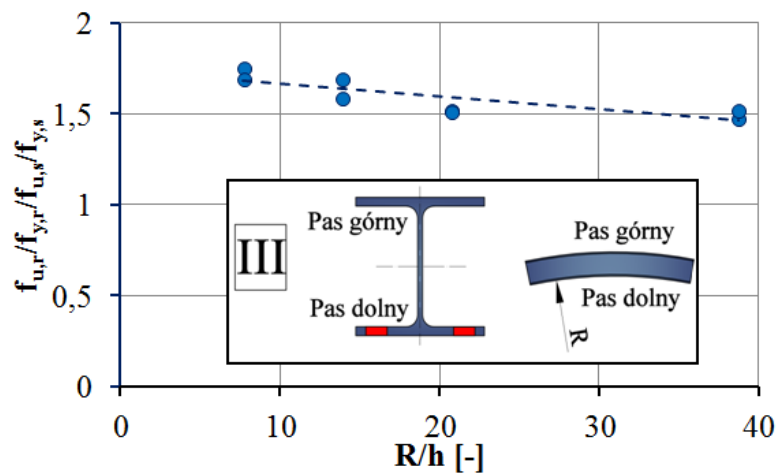
wpływ procesu gięcia na zmiany właściwości mechanicznych – czego można było się spodziewać.



Rys. 4.30. Zależność parametru  $(f_{u,r}/f_{y,r})/(f_{u,s}/f_{y,s})$  w stosunku do współczynnika wygięcia  $R/h$  dla obszaru I

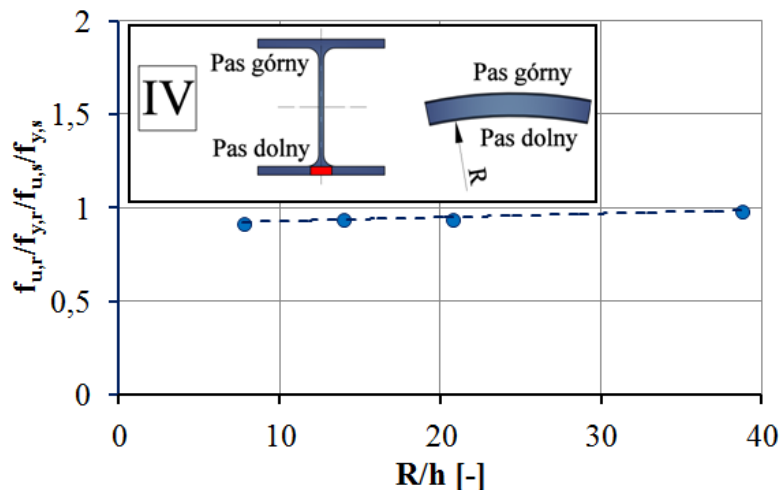


Rys. 4.31. Zależność parametru  $(f_{u,r}/f_{y,r})/(f_{u,s}/f_{y,s})$  w stosunku do współczynnika wygięcia  $R/h$  dla obszaru II

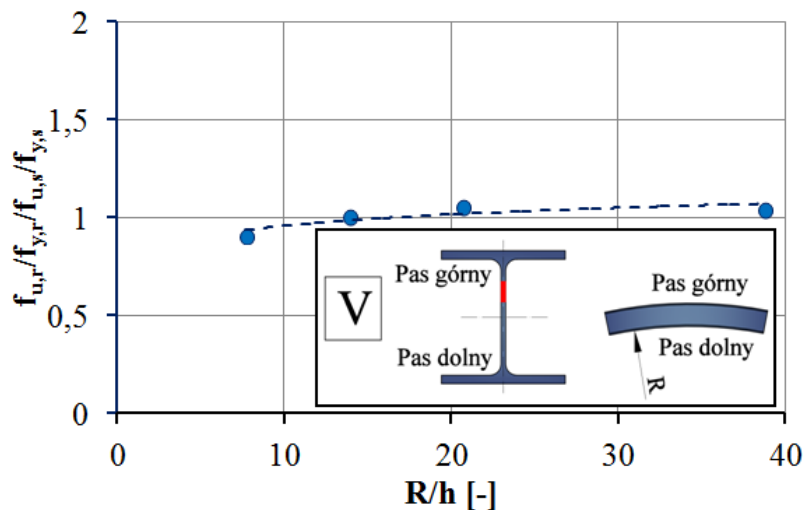


Rys. 4.32. Zależność parametru  $(f_{u,r}/f_{y,r})/(f_{u,s}/f_{y,s})$  w stosunku do współczynnika wygięcia  $R/h$  dla obszaru III

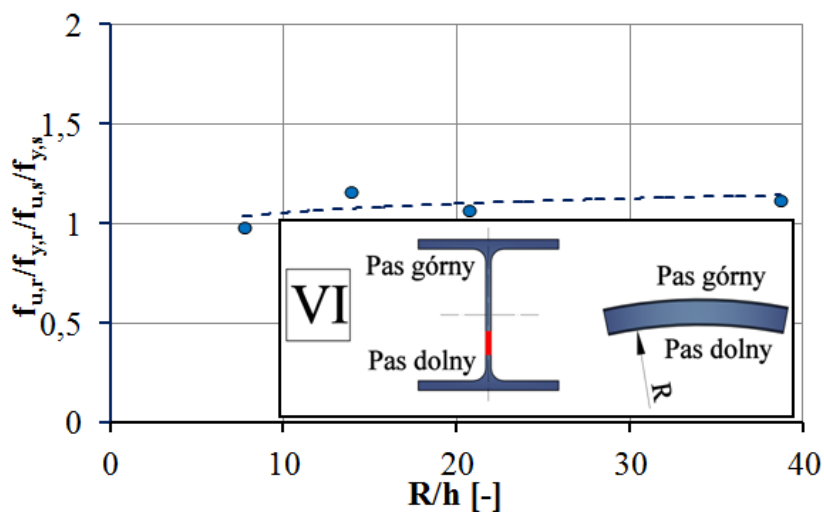




Rys. 4.33. Zależność parametru  $(f_{u,r}/f_{y,r}) / (f_{u,s}/f_{y,s})$  w stosunku do współczynnika wygięcia  $R/h$  dla obszaru IV



Rys. 4.34. Zależność parametru  $(f_{u,r}/f_{y,r}) / (f_{u,s}/f_{y,s})$  w stosunku do współczynnika wygięcia  $R/h$  dla obszaru V



Rys. 4.35. Zależność parametru  $(f_{u,r}/f_{y,r}) / (f_{u,s}/f_{y,s})$  w stosunku do współczynnika wygięcia  $R/h$  dla obszaru VI

Tab. 4.8. Zestawienie współczynnika C

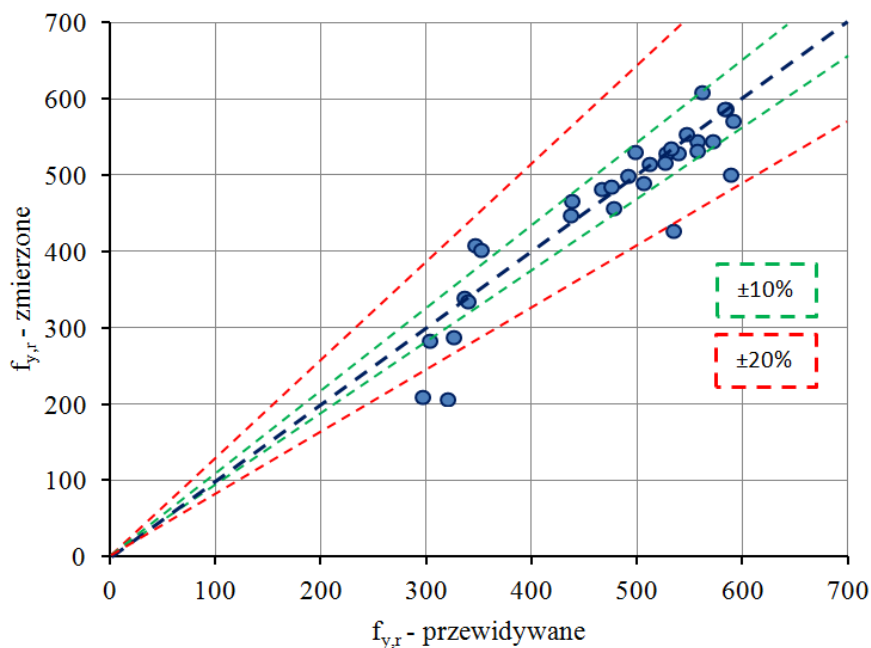
Numer obszaru	Opis obszaru	Wartość współczynnika C dla stali S460 M	Oznaczenia
I	Pas górny – części skrajne	1,02	
II	Pas górny – część środkowa w miejscu połączenia ze środkiem	2,32	
III	Pas dolny – części skrajne	-10,67	
IV	Pas dolny – część środkowa w miejscu połączenia ze środkiem	1,26	
V	Górna część środka	0,32	
VI	Dolna część środka	-0,81	

Zależność pomiędzy  $f_{y,s}$  – granicą plastyczności materiału referencyjnego z elementu prostego a  $f_{y,r}$  – granicą plastyczności materiału wygiętego na zimno o współczynniku wygięcia  $R/h$  dla stali S460M względem różnych obszarów określa wyrażenie (4.3):

$$f_{y,r} = \frac{0.892f_{y,s}}{0.892 - C/(R/h)} \quad (4.3)$$

Dokładność proponowanego równania do przewidywania granicy plastyczności stali w zależności od obczaru w przekroju określono poprzez porównanie wyników doświadczalnych z przewidywanymi wartościami – rys. 4.36.

Można zauważyć, że zaproponowany model pozwala określić  $f_{y,r}$  – granicę plastyczności po procesie gięcia na zimno w większości przypadków z błędem  $\pm 10\%$  w odniesieniu do wartości uzyskanej z badań, dla większości przypadków z błędem  $\pm 20\%$  w odniesieniu do wartości uzyskanej z badań. W celu doprecyzowania modelu należy przeprowadzić większą liczbę badań dla różnych promieni gięcia oraz różnych kształtowników. Proponowany model stanowi wyłącznie pierwszą próbę do oszacowania zmiany granicy plastyczności w dwuteownikach walcowanych na gorąco poddanych procesowi gięcia na zimno.



Rys. 4. 36. Wykres przedstawiający porównanie pomiędzy granicą plastyczności otrzymaną w badaniach a przewidywaną z modelu teoretycznego

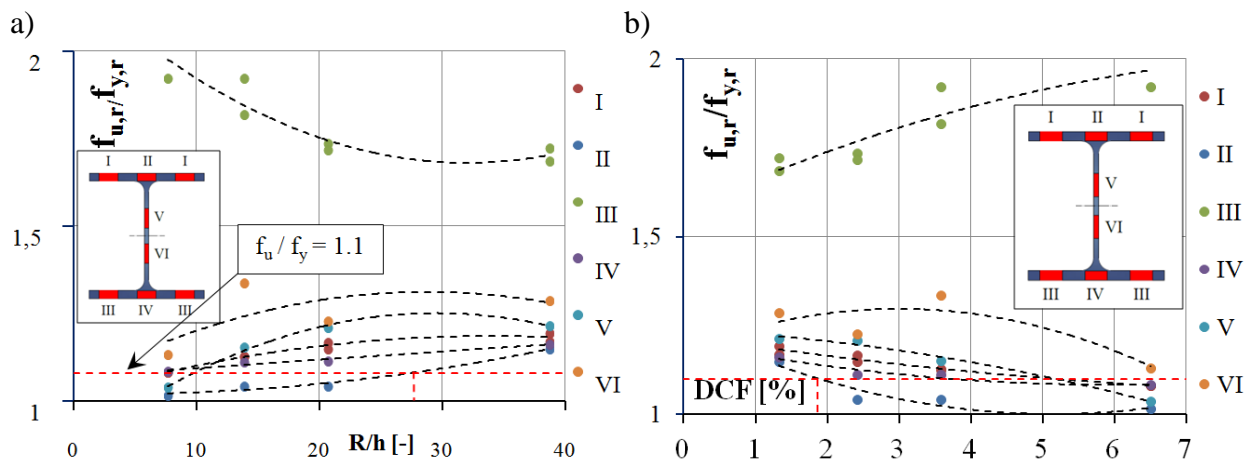
#### 4.6.5. Oszacowanie ograniczenia odkształcenia na zimno dla stali S460

Normy przedmiotowe PN-EN 1993-1-1 [88] oraz PN-EN 10025-4 [92] zawierają wymagania dotyczące ciągłości stali S460 M, aby umożliwić wystarczające odkształcenie konstrukcji przed zniszczeniem. Na tej podstawie przedstawiono propozycje ograniczenia stopnia gięcia na zimno w celu zapewniania odpowiednich parametrów ciągłości stali po procesie gięcia na zimno.

Norma [88] określa stosunek wytrzymałości na rozciąganie stali  $f_u$  do granicy plastyczności stali  $f_y$ , który powinien wynosić co najmniej 1.1. Na rysunku 4.37a przedstawiono stosunek  $f_u/f_y$  dla każdej próby rozciągania w zależności od współczynnika wygięcia  $R/h$ , z kolei na rysunku 4.37b w zależności od procentowego stopnia odkształcenia na zimno DCF. Linia czerwona określiła graniczną wartość  $f_u/f_y$  równą 1.1. Punkt przecięcia krzywych trendu z linią graniczną określa graniczne wartości współczynnika wygięcia oraz stopień odkształcenia na zimno. Dla kryterium stosunku  $f_u/f_y$  graniczne parametry określają wartości z obszaru II i wynoszą odpowiednio  $R/h = 27.7$  oraz  $DCF = 1.80\%$ .

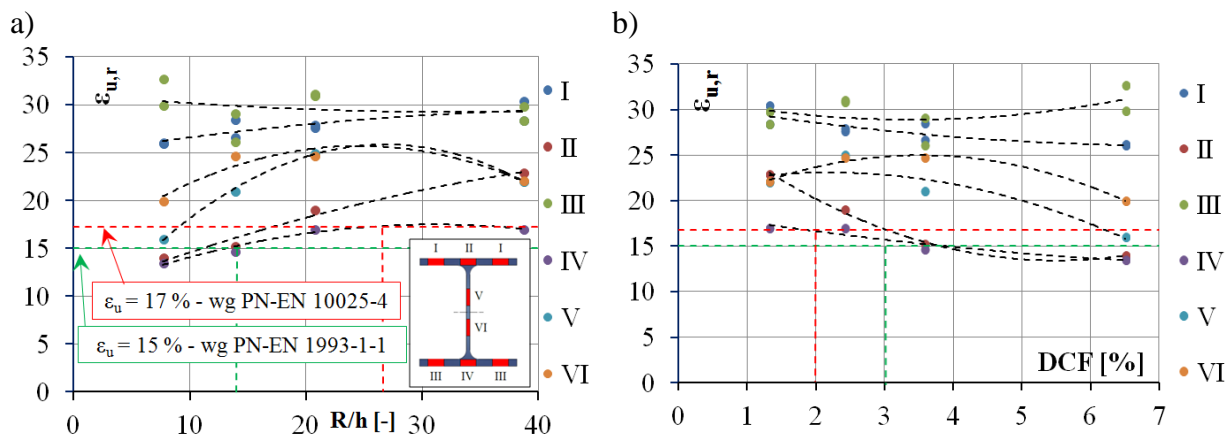
Na podstawie wykresów jednoznacznie można zauważyć zależność, że wszystkie obszary, z wyłączeniem obszaru III, zachowują się podobnie – wraz ze zmniejszaniem się promienia gięcia stosunek  $f_u/f_y$  maleje. Najprawdopodobniej wynika to ze specyfiki pracy pasa dolnego podczas procesu gięcia w którym panuje złożony stan naprężenia wynikający ze

zginania dwukierunkowego, a odkształcenie pasa do środka przekroju jest ograniczone poprzez rolki przytrzymujące pasy od wewnątrz.



Rys. 4.37. Zestawienie wyników  $f_u/f_y$  w zależności od: a)  $R/h$ , b) DCF

Kolejne kryterium określone przez normy [88] oraz [92] to minimalne wydłużenie procentowe po rozerwaniu  $\varepsilon_u$ , które wynosi odpowiednio 15 % wg [88] oraz 17 % wg [92]. Na rysunku 4.38a przedstawiono minimalne wydłużenia procentowe po rozerwaniu próbek pobranych z elementów wygiętych na zimno  $\varepsilon_{u,r}$  w zależności od współczynnika wygięcia  $R/h$  oraz na rysunku 4.38b w zależności od procentowego stopnia odkształcenia na zimno DCF. Liniją zieloną określono graniczną wartość  $\varepsilon_u$  wg [16], liniją czerwoną wg [17]. Punkt przecięcia krzywych trendu z linią graniczną określa graniczne wartości współczynnika wygięcia oraz stopień odkształcenia na zimno. Dla kryterium minimalnego  $\varepsilon_u$  graniczne parametry gięcia na zimno określają wartości z obszarów II oraz IV i wynoszą odpowiednio dla PN-EN 1993-1-1 -  $R/h = 12.0$  oraz DCF = 3.55 %, dla PN-EN 10025-4 -  $R/h = 25$  oraz DCF = 2.0 %.



Rys. 4.38. Zestawienie wyników  $\varepsilon_{u,r}$  w zależności od: a)  $R/h$ , b) DCF

W tablicy 4.9. zestawiono kryteria ciągliwości dla różnych gatunków stali. W tablicy 4.10. zestawiono minimalne dopuszczalne parametry gięcia  $R/h$  i maksymalne dopuszczalne odkształcenie stali na zimno DCF zaproponowane przez Spoorenberg'a wg [71] dla stali S235 oraz S355. Kryteria rozbudowano o analizy autora dla stali S460M.

Tab. 4.9. Zestawienie kryteriów ciągliwości

Kryterium ciągliwości	Minimalne wymagane wartości			Kryteria na podstawie:
-	S235	S355	<b>S460M</b>	-
$f_u/f_y$ [-]	1,10	1,10	<b>1,10</b>	PN-EN 1993-1-1
$\varepsilon_{u,r}$ [%]	26	22	<b>17</b>	PN-EN 10025

Tab. 4.10. Zestawienie dopuszczalnych odkształceń stali na zimno

Minimalny dopuszczalny parametr gięcia $R/h$ [-]			Maksymalny dopuszczalny DCF [%]		
S235	S355	<b>S460M</b>	S235	S355	<b>S460M</b>
Kryterium - PN-EN 1993-1-1 - $f_u/f_y$ [-]					
11,1	16,6	<b>27,7</b>	4,50	3,03	<b>1,80</b>
Kryterium - PN-EN 10025 - $\varepsilon_{u,r}$ [%]					
17,5	14,4	<b>25,0</b>	2,86	3,47	<b>2,00</b>

Powyższe analizy potwierdzają wniosek z badań zespołu Spoorenberg'a, że gatunek stali ma wpływ na określenie ograniczenia odkształcenia na zimno – im stal o wyższych parametrach wytrzymałościowych, tym bardziej rygorystyczne ograniczenia. Określone ograniczenie maksymalnego dopuszczalnego odkształcenia na zimno dla stali S460M na poziomie 1,8 % będzie stanowiło podstawę do dalszych badań, mających na celu weryfikację technologicznych procedur nadawania krzywizny dwuteownikom.

## 5. Wyznaczenie i analiza naprężeń własnych w kształtowniku giętym na zimno

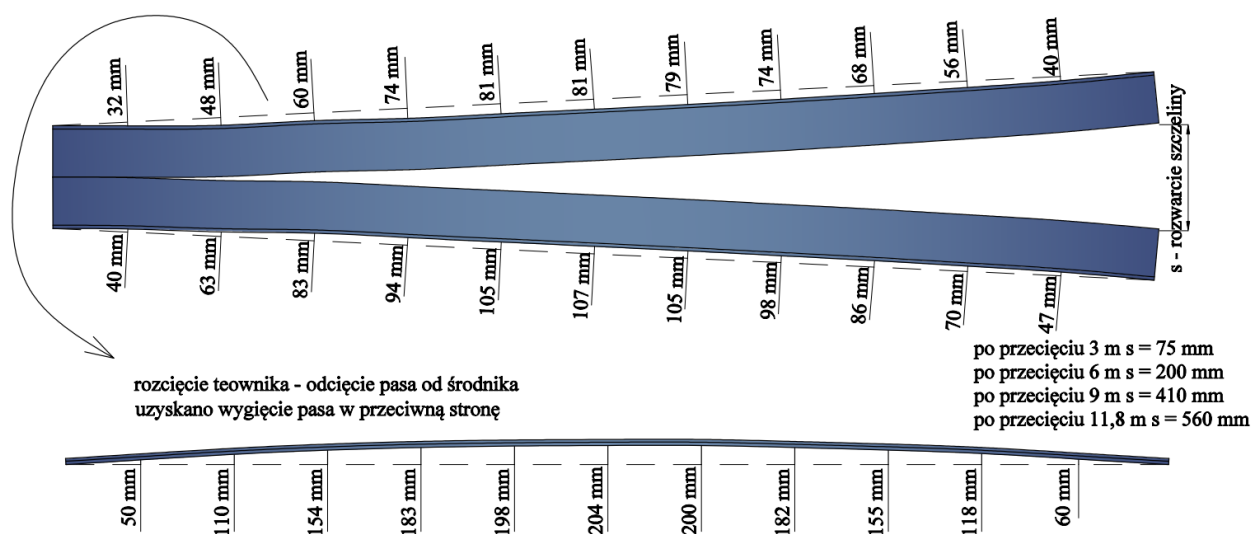
### 5.1. Wstęp

Kształtowanie dwuteowników metodą gięcia na zimno powoduje zmianę układu naprężeń własnych w elementach. Poznanie tych naprężeń jest istotne z punktu widzenia analizy stateczności. W poniższym rozdziale podjęto próbę określenia rozkładów i wartości naprężeń własnych dla dwuteowych kształtowników stalowych walcowanych ze stali S460M giętych rolkowo względem silnej osi.

### 5.2. Badania wstępne

Najprostszym sposobem na organoleptyczne stwierdzenie istnienia naprężeń własnych w elementach walcowanych jest zaburzenie równowagi tych naprężeń poprzez rozcięcie środka dwuteownika po długości. Podobne zagadnienie opisano m. in. w [39], [62]. Przeprowadzono badanie polegające na przecięciu w połowie wysokości dwuteownika HL1100A wywalcowanego ze stali S460M, następnie w jednym z powstałych teowników odcięto pas.

Końcowy efekty wygięcia po całkowitym rozcięciu dwuteownika przedstawiono na rys. 5.1. Na rysunku przedstawiono również wartość rozwarcia szczeliny w środku po przecięciu 3 m, 6 m, 9 m i całości dwuteownika. W dolnej części rysunku przedstawiono pomierzone wygięcie pasa, które powstało po odcięciu środka. Należy podkreślić, że zaobserwowano przeciwne wygięcie pasa w stosunku do wygięcia teownika przed rozcięciem.



Rys. 5.1. Inwentaryzacja rozciętych części dwuteownika HL1100A



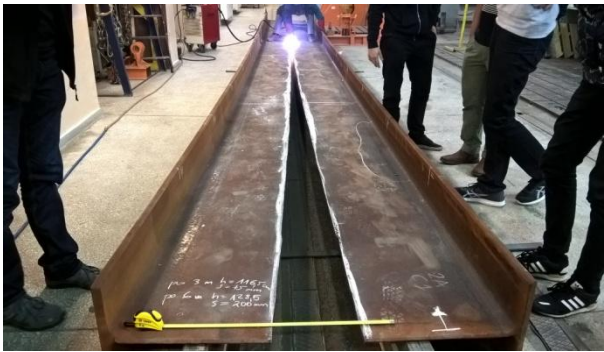
a)



b)



c)



d)



e)



f)

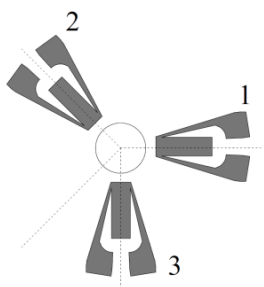


Rys. 5.2. Etapy rozcinania dwuteownika HL110A: a) widok elementu przed rozpoczęciem rozcinania, b) widok po rozcięciu długości 6 m, c) widok po rozcięciu długości 9 m, d) widok po rozcięciu długości 11,8 m, e) widok powstałego teownika po rozcięciu dwuteownika, f) widok deformacji po odcięciu pasa od teownika

Badanie miało na celu określenie formy odkształceń wywołanych przez rozcięcie, które zaburza równowagę naprężeń walcowniczych w przekroju. Na podstawie uzyskanych deformacji można wnioskować o redystrybucji naprężeń własnych powstałych na skutek rozcięcia. Docelowo oczekuje się analizy jak zmieniają się ściskające naprężenia własne na krawędzi półek teownika. Posłuży to do opracowania procedury wymiarowania przekroju teowego.

### 5.3. Metoda badawcza

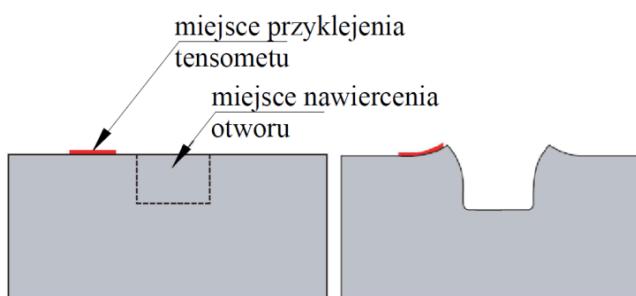
Do określenia naprężeń własnych użyto metody otworkowej - *hole-drilling* [64],[65], która polega na nawierceniu nieprzelotowego otworu na powierzchni badanego elementu i ciągłym pomiarze odkształceń od początku wiercenia do pełnego wykonania otworu (rys. 5.3). Różnica odkształceń spowodowana powstaniem otworu pozwala określić naprężenia własne występujące w analizowanym punkcie:



$$\sigma_1 = \frac{E}{4} \left[ \frac{\varepsilon'_3 + \varepsilon'_1}{\bar{A}} - \frac{1}{\bar{B}} \sqrt{(\varepsilon'_3 - \varepsilon'_1)^2 + (\varepsilon'_3 + \varepsilon'_1 - 2\varepsilon'_2)^2} \right] \quad (5.1)$$

$$\sigma_2 = \frac{E}{4} \left[ \frac{\varepsilon'_3 + \varepsilon'_1}{\bar{A}} + \frac{1}{\bar{B}} \sqrt{(\varepsilon'_3 - \varepsilon'_1)^2 + (\varepsilon'_3 + \varepsilon'_1 - 2\varepsilon'_2)^2} \right] \quad (5.2)$$

$$\phi = \frac{1}{2} \arctan \frac{\varepsilon'_3 + \varepsilon'_1 - 2\varepsilon'_2}{\varepsilon'_3 - \varepsilon'_1} \quad (5.3)$$



Rys. 5.3. Schemat działania metody otworkowej

Dokładność metody zależy od dokładności pomiaru odkształceń, rzeczywistej średnicy nawierconego otworu i dokładności (centryczności) wykonania otworu w środku rozety. Do określenia stanu naprężeń w elemencie wymagana jest znajomość naprężeń głównych  $\sigma_1, \sigma_2$ , kąta  $\phi$  oraz współczynników  $\bar{A}$  i  $\bar{B}$ . W celu określenia naprężeń głównych i kąta należy skorzystać z wyrażen (5.1) – (5.3). Znając wartości naprężeń głównych i kąt

można określić naprężenia własne na kierunkach analizowanego układu współrzędnych przy zastosowaniu koła Mohra [33].

Na podstawie pracy [18] określono współczynniki  $\bar{A}$  i  $\bar{B}$  dla metody otworkowej wg wyrażeń (5.4) i (5.5):

$$\bar{A} = -0,75 \cdot \frac{R_o^2}{r^2}, \quad (5.4)$$

$$\bar{B} = -0,46 \cdot \frac{R_o^2}{r^2} - 0,729 \cdot \frac{R_o}{r} + 0,088, \quad (5.5)$$

gdzie:

$R_o$  – promień nawierconego otworu,

$r$  – odległość środka rozety do czujników tensometrycznych.

W przypadku niecentrycznego wykonania otworu należy zastosować współczynniki korekcyjne (5.6), które korygują wartości odkształceń (5.7):

$$\varepsilon'_i = k_{\varepsilon i} \cdot \varepsilon_i^e, \quad i = 1,2,3,4, \quad (5.6)$$

$$k_{\varepsilon i} = b_0 + b_1 \cdot e_x + b_2 \cdot e_y + b_3 \cdot e_x^2 + b_4 \cdot e_y^2, \quad (5.7)$$

gdzie:

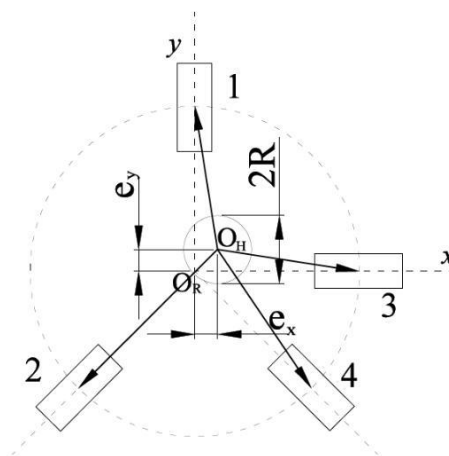
$\varepsilon'_i$  – skorygowane odkształcenie relaksacyjne tensometru  $i$ ,

$k_{\varepsilon i}$  – wartość współczynnika korekcyjnego dla tensometru,

$\varepsilon_i^e$  – zmierzone odkształcenie tensometrem o numerze  $i$ ,

$b$  – współczynniki z tablicy 5.1,

$e_x, e_y$  – wartości mimośrodków otworu wg rys. 5.4.



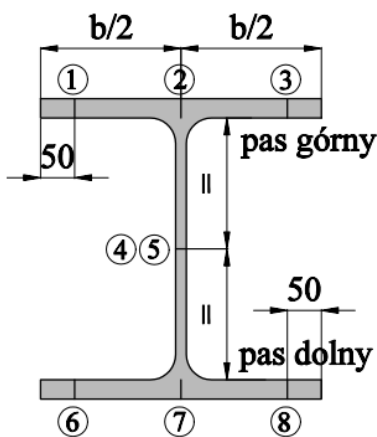
Rys. 5.4. Przyjęte oznaczenia parametrów mimośrodkowości środka otworu  $O_H$

Tab. 5.1. Parametry współczynników korekcyjnych wg [18]

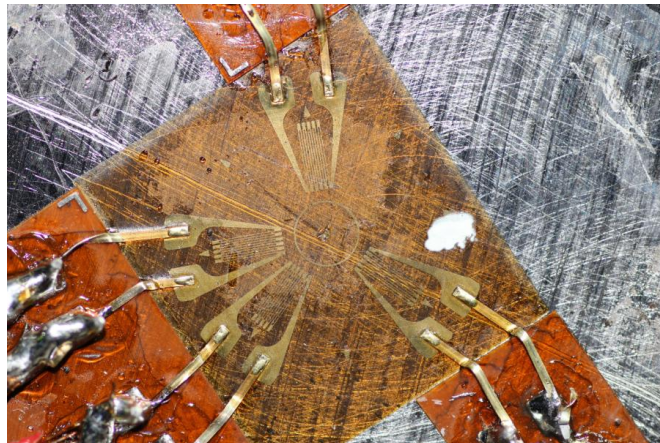
$i$	$b_0$	$b_1$	$b_2$	$b_3$	$b_4$
1	1,000	-0,537	0	0,0746	0,0758
2	1,000	-0,402	0,402	0,0792	0,0792
3	1,000	0	-0,517	0,0760	0,0699
4	1,000	0,402	-0,402	0,0792	0,0792

Schemat rozmieszczenia punktów pomiarowych w przekroju przedstawiono na rys. 5.5a. Pomiar odkształceń był dokonywany przy użyciu rozet tensometrycznych (w badaniu zastosowano rozety TFrw-2/120 – rys. 5.5b). Dzięki zastosowaniu takich rozet tensometrycznych przy uszkodzeniu jednego z tensometrów nie tracimy punktu pomiarowego, ponieważ dodatkowy, zapasowy tensometr umożliwia odczytanie wyników odkształceń (rys. 5.5 c).

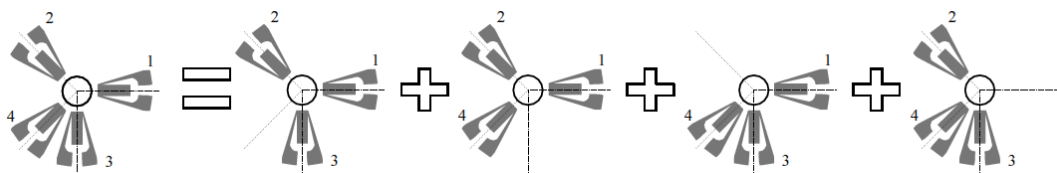
a)



b)



c)



Rys. 5.5. a) Przekrój poprzeczny z układem punktów pomiarowych metody otworkowej [mm], b) Widok pojedynczego punktu pomiarowego - rozeta TFrw-2/120, c) podział rozety czterosensometrycznej na składowe

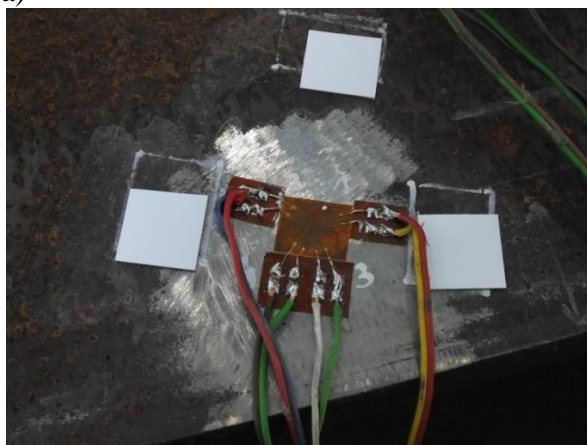


#### 5.4. Przebieg badań na elementach wygiętych na zimno

Określenie naprężeń własnych przeprowadzono dla segmentów o promieniach gięcia 2,46 m , 4,46 m , 6,61 m oraz dla referencyjnego segmentu prostego. W każdym segmencie pomiary wykonano w 8 punktach w przekroju, po 3 punkty na pasie górnym i dolnym oraz 2 punkty w środku – łącznie badanie przeprowadzono w 32 punktach. Punkty pomiarowe znajdujące się na pasach dwuteownika, z uwagi na ograniczenie dostępu podczas wiercenia, wykonano od zewnętrznej strony elementu. Na kolejnych fotografiach przedstawiono wybrane ujęcia z realizacji pomiarów (rys 5.6).

Po wytrasowaniu punktów pomiarowych miejscowo wyszlifowano element a miejsca przyklejenia rozet starannie oczyszczono acetonem. Tensometr nr 1 w rozecie był klejony w taki sposób, żeby był skierowany równoległe do osi podłużnej segmentu – oś  $x$ . Średnica zastosowanego wiertła podczas badań wynosiła 2 mm, głębokość wykonanych otworów również 2 mm (rys. 5.6 g). Do centrowania odwiertu stosowano przyrząd (rys. 5.6 c), który został opatentowany przez członków Laboratorium Wytrzymałości Materiałów Wydziału Mechanicznego Politechniki Wrocławskiej. Pracownicy tego laboratorium wykonywali wiercenie otworów podczas poniższych badań.

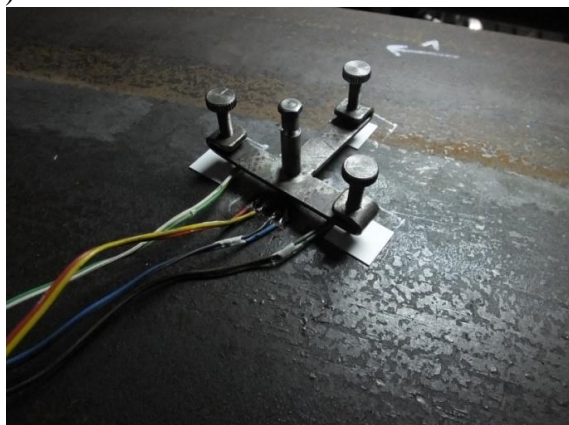
a)



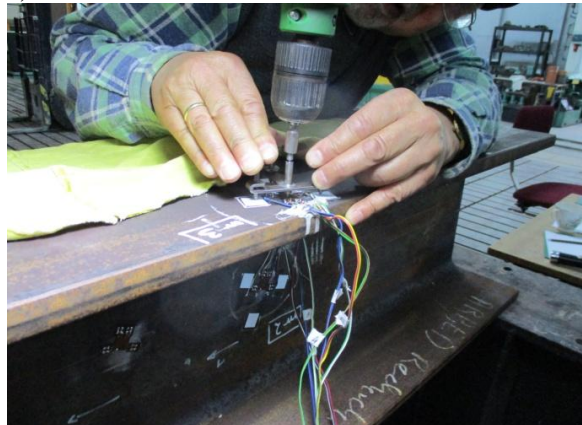
b)



c)



d)



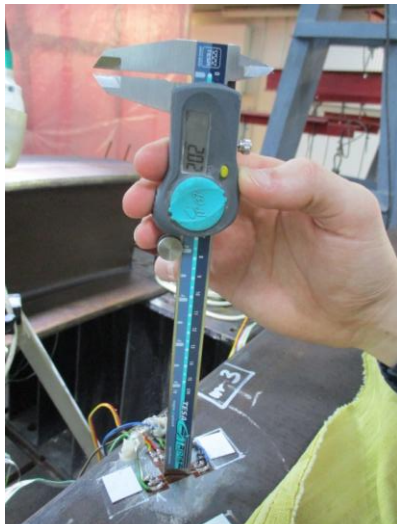
e)



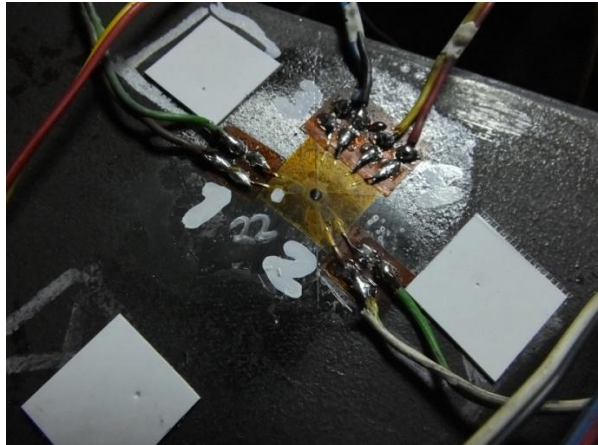
f)



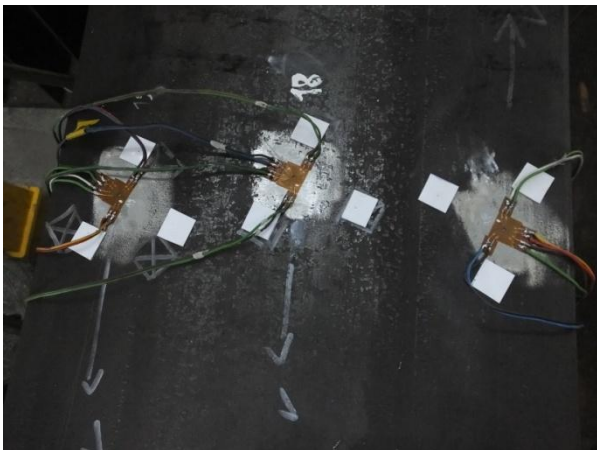
g)



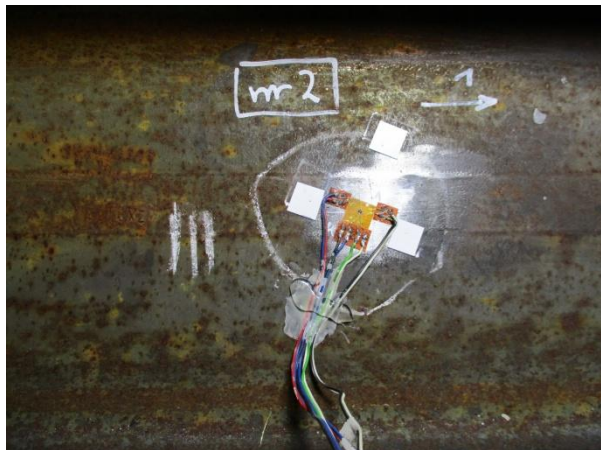
h)



i)



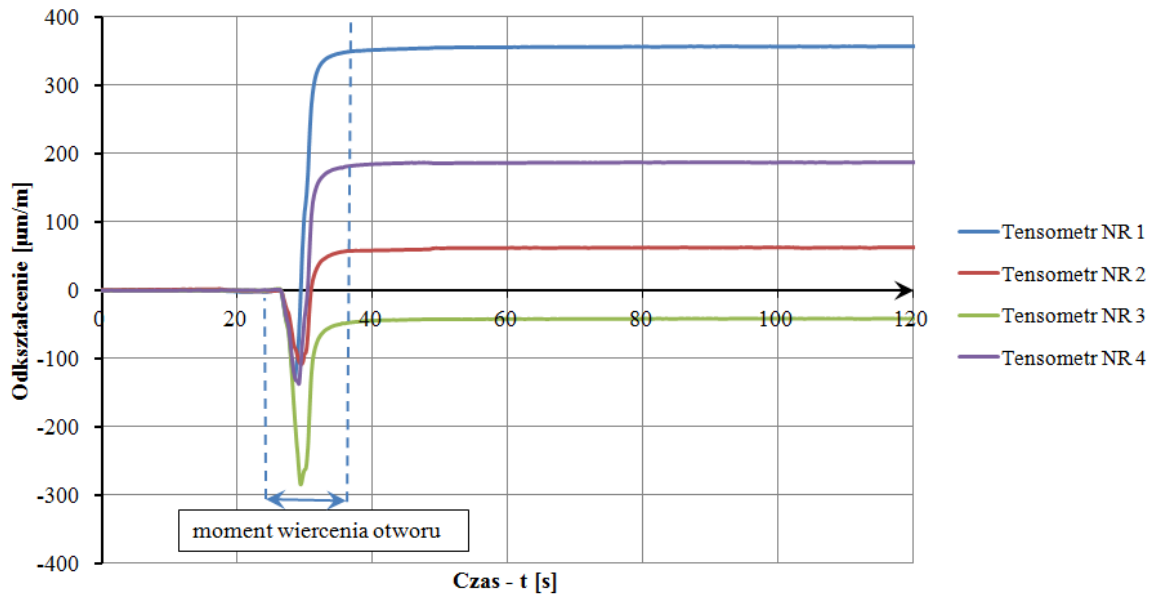
j)



Rys. 5.6. Kolejne etapy przeprowadzenia metody otworkowej: a) widok rozety w jednym z punktów pomiarowych, b) widok rozmieszczenia rozet na pasie dwuteownika, c) widok narzędzia do centrowania odwiertu, d) nawiercanie otworu, e) widok segmentu pomiarowego o promieniu  $R = 6,61$  m, f) widok segmentu pomiarowego o promieniu  $R = 2,46$  m, g) pomiar głębokości nawiercenia otworu, h) widok rozety po wykonaniu otworu, i) widok rozet znajdujących się na pasie dwuteownika po wykonaniu otworów, j) widok rozety znajdującej się na środku po wykonaniu otworu



Prowadzono ciągły pomiar odkształceń od momentu rozpoczęcia wiercenia, poprzez nawiercenie otworu o głębokości 2 mm aż do ustabilizowania wskazań odkształceń, które trwało ok 120 sekund po wykonaniu otworu. Czas ten był istotny, również ze względu na pominięcie wpływu temperatury wywołanej wierceniem na końcowy wynik odkształceń. Na rysunku 5.7. przedstawiono wykres odkształceń w czasie podczas pełnego pomiaru w jednym, wybranym punkcie pomiarowym – rozeta nr 10.



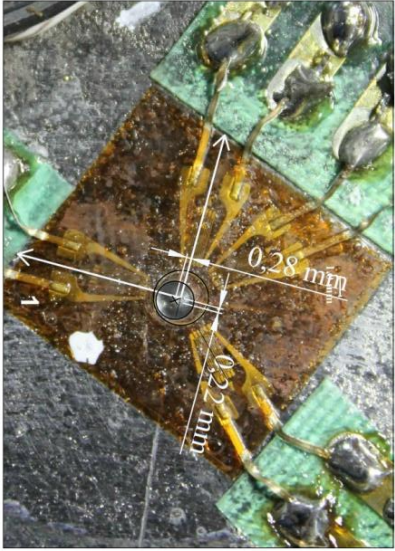
Rys. 5.7. Kolejne etapy przeprowadzenia metody otworkowej

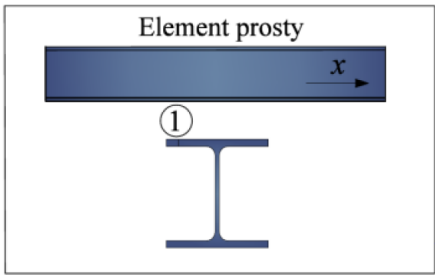
## 5.5. Wyniki badań

Wyznaczono naprężenia własne oraz określono współczynniki korekcyjne uwzględniające niecentryczne nawiercenie otworu względem rozety dla wszystkich punktów pomiarowych. Przykładowe, pełne wyniki dla pierwszego punktu pomiarowego przedstawiono w tabelicy 5.2.

Tab. 5.2. Tabelaryczne zestawienie wyników pomiarowych dla rozety nr 1

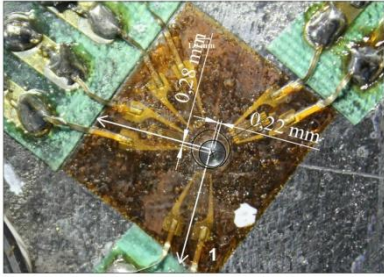
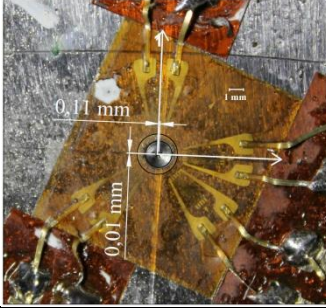

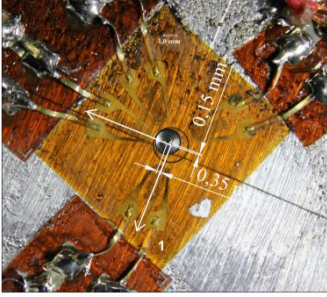
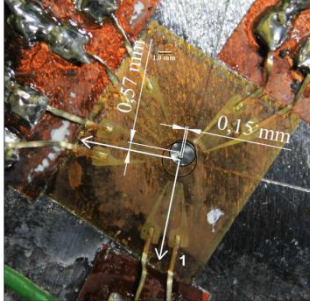
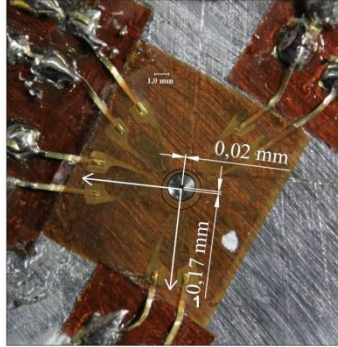
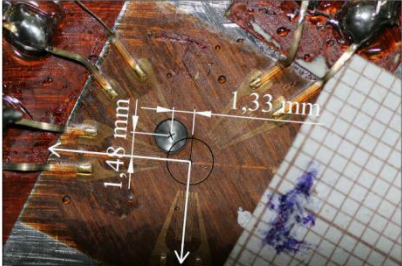
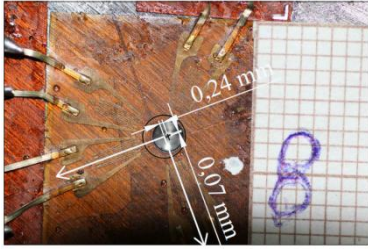
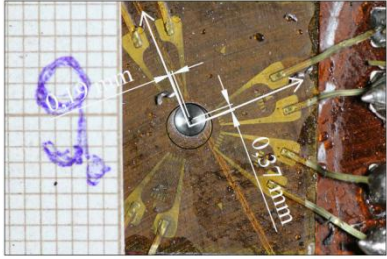
ROZETA NR 1				
Numer tensometru	1	2	3	4
Odczyt początkowy [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	-0,056	0,090	0,174	-0,063
Odczyt końcowy [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	-35,863	-70,578	-49,512	-26,118
Odształcenie [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	-35,807	-70,669	-49,686	-26,056
Mimośrodny [mm]	$e_x$	-0,22	$e_y$	0,28
Współczynniki korekcyjne	$k_{e1}$	$k_{e2}$	$k_{e3}$	$k_{e4}$
	0,879	1,021	1,127	0,819
Skorygowane odkształcenie relaksacyjne	-0,000031	-0,000072	-0,000056	-0,000021
Współczynniki redukcyjne	A	-0,062		
	B	-0,165		
Naprężenia główne	$\sigma_1$ [MPa]	93,0		
	$\sigma_2$ [MPa]	54,0		
Kąt obrotu układu	$\phi$ [°]	-33,02		



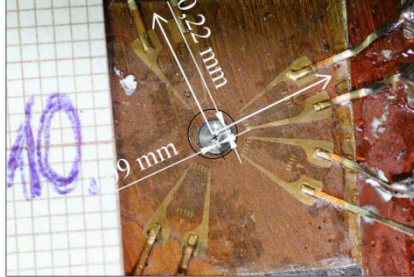
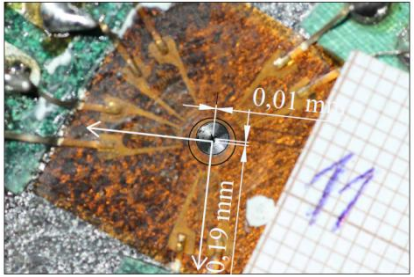
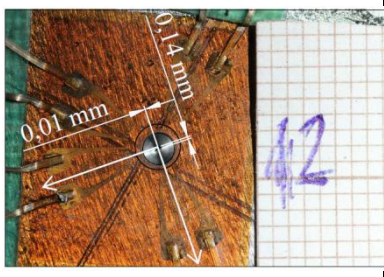
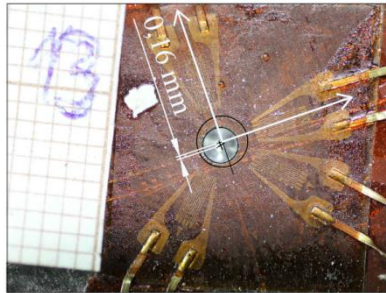
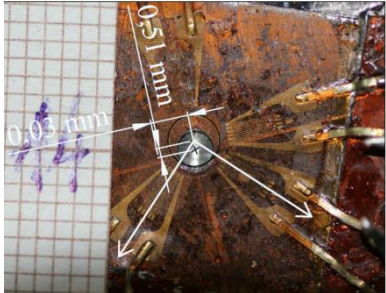
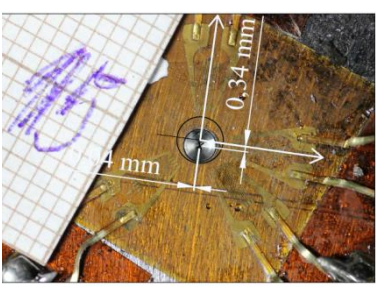
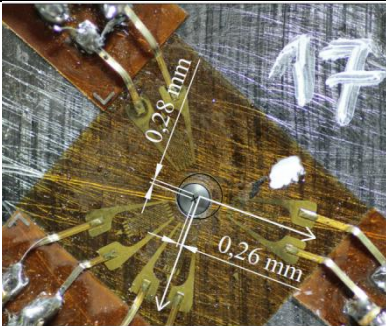

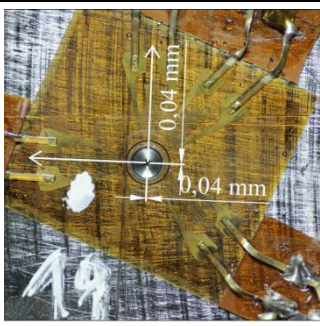


Zestawienie wyników wyznaczonych naprężeń dla wszystkich punktów zestawiono w tabelicy 5.3. Przedstawiono pomiary mimośrodowego nawiercenia otworu względem środka rozety, uzyskane naprężenia główne wraz z kątem oraz wyznaczone za pomocą koła Mohra naprężenia na kierunku  $x$  (oś podłużna segmentu) i kierunku  $y$  (oś prostopadła do osi podłużnej). Rozmieszczenie poszczególnych rozet przedstawiono na rysunkach od 5.8 do 5.11.

Tab. 5.3. Zestawienie wyników określonych naprężeń dla wszystkich punktów pomiarowych

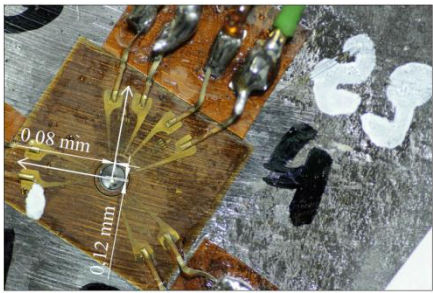
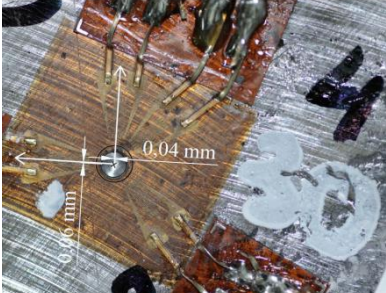
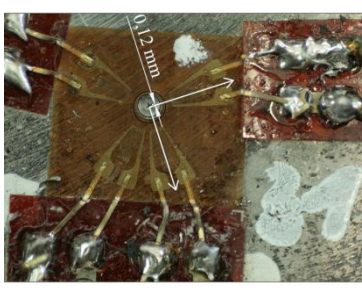
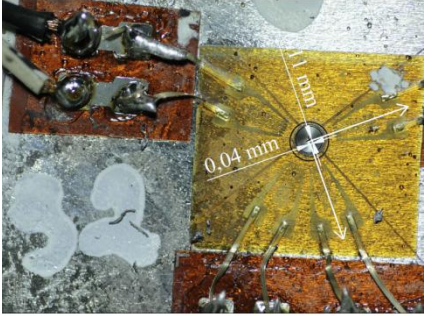
Rozeta nr 1				Rozeta nr 2				Rozeta nr 3			
											
Naprężenia główne		Naprężenia kierunkowe		Naprężenia główne		Naprężenia kierunkowe		Naprężenia główne		Naprężenia kierunkowe	
$\sigma_1$ [MPa]	93,00	$\sigma_x$ [MPa]	82	$\sigma_1$ [MPa]	40,87	$\sigma_x$ [MPa]	34	$\sigma_1$ [MPa]	93,34	$\sigma_x$ [MPa]	89
$\sigma_2$ [MPa]	54,02	$\sigma_y$ [MPa]	63	$\sigma_2$ [MPa]	-8,61	$\sigma_y$ [MPa]	-2	$\sigma_2$ [MPa]	77,08	$\sigma_y$ [MPa]	81
$\phi$ [°]	-33,02			$\phi$ [°]	21,91			$\phi$ [°]	-30,13		
Rozeta nr 4				Rozeta nr 5				Rozeta nr 6			
											
Naprężenia główne		Naprężenia kierunkowe		Naprężenia główne		Naprężenia kierunkowe		Naprężenia główne		Naprężenia kierunkowe	
$\sigma_1$ [MPa]	363,20	$\sigma_x$ [MPa]	362	$\sigma_1$ [MPa]	39,68	$\sigma_x$ [MPa]	16	$\sigma_1$ [MPa]	14,75	$\sigma_x$ [MPa]	15
$\sigma_2$ [MPa]	44,06	$\sigma_y$ [MPa]	45	$\sigma_2$ [MPa]	-51,84	$\sigma_y$ [MPa]	-28	$\sigma_2$ [MPa]	-161,23	$\sigma_y$ [MPa]	-161
$\phi$ [°]	2,99			$\phi$ [°]	-30,45			$\phi$ [°]	0,05		
Rozeta nr 7				Rozeta nr 8				Rozeta nr 9			
											
Naprężenia główne		Naprężenia kierunkowe		Naprężenia główne		Naprężenia kierunkowe		Naprężenia główne		Naprężenia kierunkowe	
$\sigma_1$ [MPa]	161,26	$\sigma_x$ [MPa]	137	$\sigma_1$ [MPa]	-48,83	$\sigma_x$ [MPa]	-47	$\sigma_1$ [MPa]	-106,69	$\sigma_x$ [MPa]	-112
$\sigma_2$ [MPa]	105,05	$\sigma_y$ [MPa]	129	$\sigma_2$ [MPa]	-52,35	$\sigma_y$ [MPa]	-52	$\sigma_2$ [MPa]	-326,05	$\sigma_y$ [MPa]	-321
$\phi$ [°]	-40,66			$\phi$ [°]	8,50			$\phi$ [°]	-8,64		



Rozeta nr 10				Rozeta nr 11				Rozeta nr 12			
											
Naprężenia główne		Naprężenia kierunkowe		Naprężenia główne		Naprężenia kierunkowe		Naprężenia główne		Naprężenia kierunkowe	
$\sigma_1$ [MPa]	279,89	$\sigma_x$ [MPa]	272	$\sigma_1$ [MPa]	-20,24	$\sigma_x$ [MPa]	-21	$\sigma_1$ [MPa]	152,07	$\sigma_x$ [MPa]	92
$\sigma_2$ [MPa]	-24,59	$\sigma_y$ [MPa]	-17	$\sigma_2$ [MPa]	-84,19	$\sigma_y$ [MPa]	-83	$\sigma_2$ [MPa]	21,88	$\sigma_y$ [MPa]	82
$\phi$ [°]	9,24			$\phi$ [°]	-7,08			$\phi$ [°]	-42,63		
Rozeta nr 13				Rozeta nr 14				Rozeta nr 15			
											
Naprężenia główne		Naprężenia kierunkowe		Naprężenia główne		Naprężenia kierunkowe		Naprężenia główne		Naprężenia kierunkowe	
$\sigma_1$ [MPa]	393,00	$\sigma_x$ [MPa]	-21	$\sigma_1$ [MPa]	11,95	$\sigma_x$ [MPa]	-10	$\sigma_1$ [MPa]	11,79	$\sigma_x$ [MPa]	13
$\sigma_2$ [MPa]	-11,93	$\sigma_y$ [MPa]	82	$\sigma_2$ [MPa]	-89,59	$\sigma_y$ [MPa]	-68	$\sigma_2$ [MPa]	-32,30	$\sigma_y$ [MPa]	31
$\phi$ [°]	-1,81			$\phi$ [°]	-27,55			$\phi$ [°]	15,21		
Rozeta nr 17				Rozeta nr 18				Rozeta nr 19			
											
Naprężenia główne		Naprężenia kierunkowe		Naprężenia główne		Naprężenia kierunkowe		Naprężenia główne		Naprężenia kierunkowe	
$\sigma_1$ [MPa]	124,65	$\sigma_x$ [MPa]	98	$\sigma_1$ [MPa]	495,44	$\sigma_x$ [MPa]	494	$\sigma_1$ [MPa]	53,63	$\sigma_x$ [MPa]	38
$\sigma_2$ [MPa]	-170,60	$\sigma_y$ [MPa]	-144	$\sigma_2$ [MPa]	120,94	$\sigma_y$ [MPa]	122	$\sigma_2$ [MPa]	-200,60	$\sigma_y$ [MPa]	-185
$\phi$ [°]	-18,61			$\phi$ [°]	3,31			$\phi$ [°]	14,25		

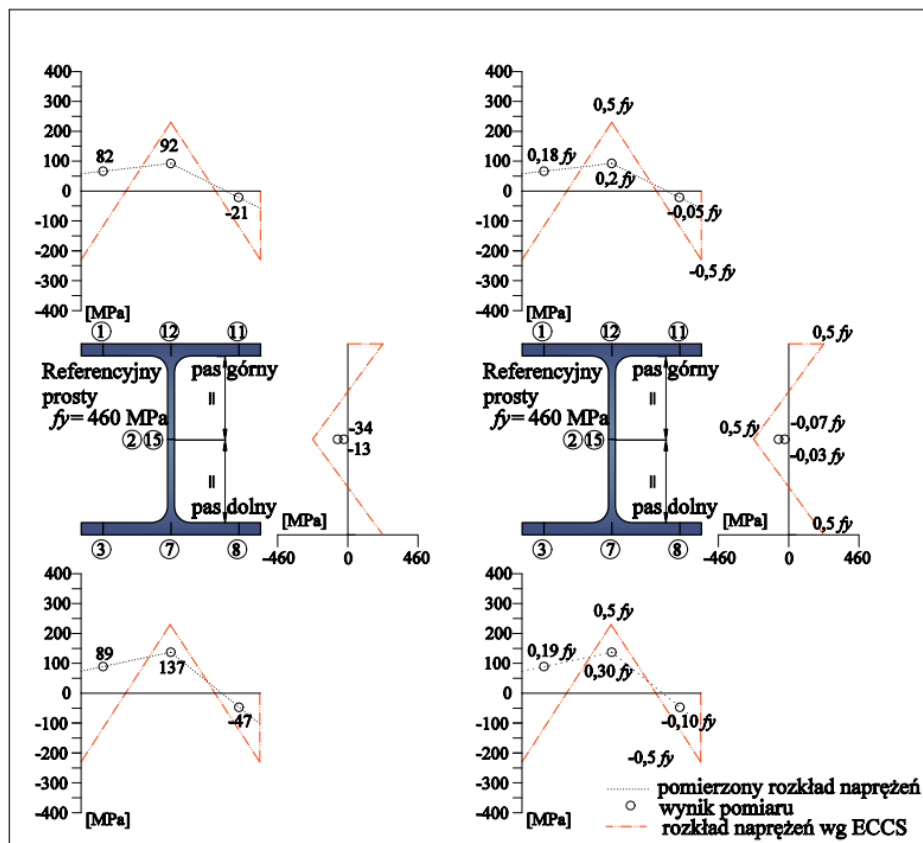


Rozeta nr 20				Rozeta nr 21				Rozeta nr 22			
Naprężenia główne		Naprężenia kierunkowe		Naprężenia główne		Naprężenia kierunkowe		Naprężenia główne		Naprężenia kierunkowe	
$\sigma_1$ [MPa]	45.40	$\sigma_x$ [MPa]	32	$\sigma_1$ [MPa]	303.65	$\sigma_x$ [MPa]	301	$\sigma_1$ [MPa]	-7.62	$\sigma_x$ [MPa]	-21
$\sigma_2$ [MPa]	-171.49			$\sigma_2$ [MPa]	75.74			$\sigma_2$ [MPa]	-281.97		
$\phi$ [°]	-14.07	$\sigma_y$ [MPa]	-158	$\phi$ [°]	6.19	$\sigma_y$ [MPa]	78	$\phi$ [°]	12.71	$\sigma_y$ [MPa]	-269
Rozeta nr 23				Rozeta nr 24				Rozeta nr 25			
Naprężenia główne		Naprężenia kierunkowe		Naprężenia główne		Naprężenia kierunkowe		Naprężenia główne		Naprężenia kierunkowe	
$\sigma_1$ [MPa]	193.33	$\sigma_x$ [MPa]	185	$\sigma_1$ [MPa]	293.17	$\sigma_x$ [MPa]	289	$\sigma_1$ [MPa]	143.37	$\sigma_x$ [MPa]	143
$\sigma_2$ [MPa]	7.78			$\sigma_2$ [MPa]	72.28			$\sigma_2$ [MPa]	35.43		
$\phi$ [°]	-12.59	$\sigma_y$ [MPa]	17	$\phi$ [°]	8.05	$\sigma_y$ [MPa]	77	$\phi$ [°]	3.82	$\sigma_y$ [MPa]	36
Rozeta nr 26				Rozeta nr 27				Rozeta nr 28			
Naprężenia główne		Naprężenia kierunkowe		Naprężenia główne		Naprężenia kierunkowe		Naprężenia główne		Naprężenia kierunkowe	
$\sigma_1$ [MPa]	242.16	$\sigma_x$ [MPa]	235	$\sigma_1$ [MPa]	224.03	$\sigma_x$ [MPa]	224	$\sigma_1$ [MPa]	439.02	$\sigma_x$ [MPa]	437
$\sigma_2$ [MPa]	59.28			$\sigma_2$ [MPa]	125.54			$\sigma_2$ [MPa]	147.27		
$\phi$ [°]	-11.19	$\sigma_y$ [MPa]	66	$\phi$ [°]	2.35	$\sigma_y$ [MPa]	126	$\phi$ [°]	5.26	$\sigma_y$ [MPa]	150

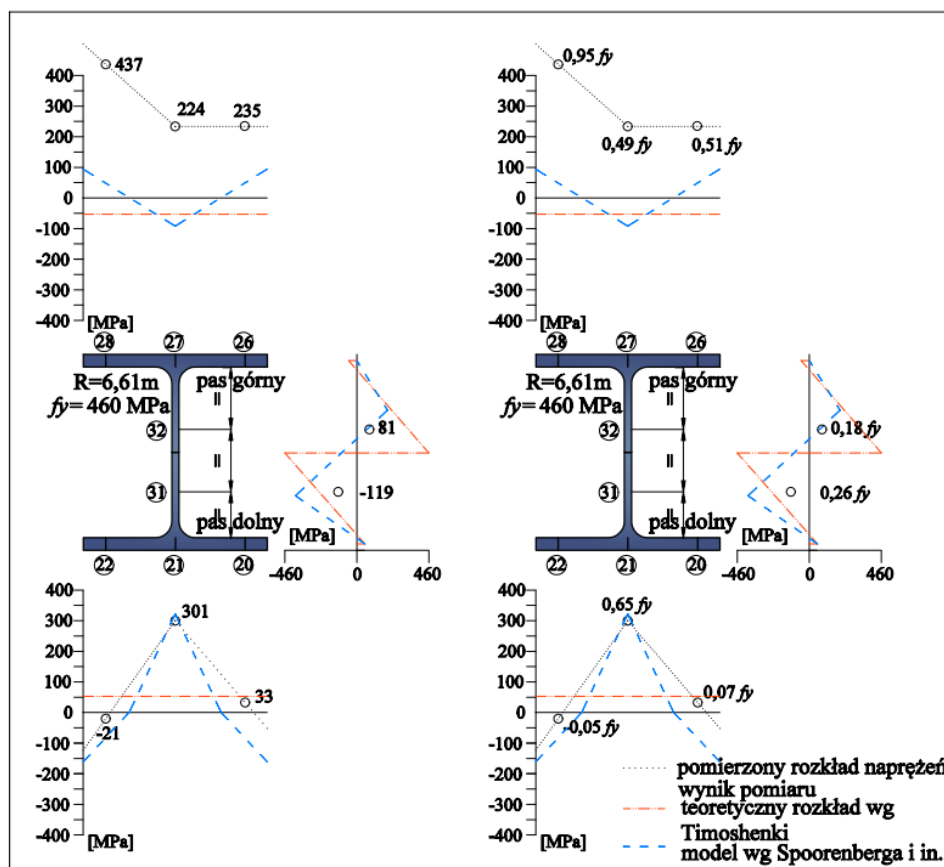
Rozeta nr 29				Rozeta nr 30				Rozeta nr 31			
											
Naprężenia główne		Naprężenia kierunkowe		Naprężenia główne		Naprężenia kierunkowe		Naprężenia główne		Naprężenia kierunkowe	
$\sigma_1$ [MPa]	155,46	$\sigma_x$ [MPa]	-105	$\sigma_1$ [MPa]	73,27	$\sigma_x$ [MPa]	69	$\sigma_1$ [MPa]	-159,60	$\sigma_x$ [MPa]	-119
$\sigma_2$ [MPa]	130,83	$\sigma_y$ [MPa]	80	$\sigma_2$ [MPa]	44,96	$\sigma_y$ [MPa]	49	$\sigma_2$ [MPa]	80,46	$\sigma_y$ [MPa]	94
$\phi$ [°]	24,78			$\phi$ [°]	-24,55			$\phi$ [°]	24,17		
Rozeta nr 32											
											
Naprężenia główne		Naprężenia kierunkowe									
$\sigma_1$ [MPa]	83,13	$\sigma_x$ [MPa]	81								
$\sigma_2$ [MPa]	43,40	$\sigma_y$ [MPa]	45								
$\phi$ [°]	12,65										

Na rysunkach 5.8 – 5.11 przedstawiono rozkłady naprężeń  $\sigma_x$ , prostopadłe do przekroju elementu. Zaprezentowano wyznaczone wartości naprężeń oraz odniesiono je do nominalnej granicy plastyczności dla stali S460M  $f_y = 460$  MPa. Znakowanie naprężeń własnych przyjęto jako „-”, ścisnienie, „+” rozciąganie. Dla referencyjnego elementu prostego na rysunku 5.8 czerwoną linią przerywaną oznaczono teoretyczny rozkład naprężeń walcowniczych wg [20]. Dla elementów wygiętych na rysunkach 5.9 – 5.11 czerwoną linią przerywaną oznaczono teoretyczny rozkład naprężeń własnych wg podejścia Tomoshenki, niebieską linią przerywaną model naprężeń wg Spoorenberg’a [68]. Na wszystkich zestawieniach linią kropkowaną połączono wyznaczone wartości naprężeń w celu zobrazowania rozkładu wynikającego z pomiarów.

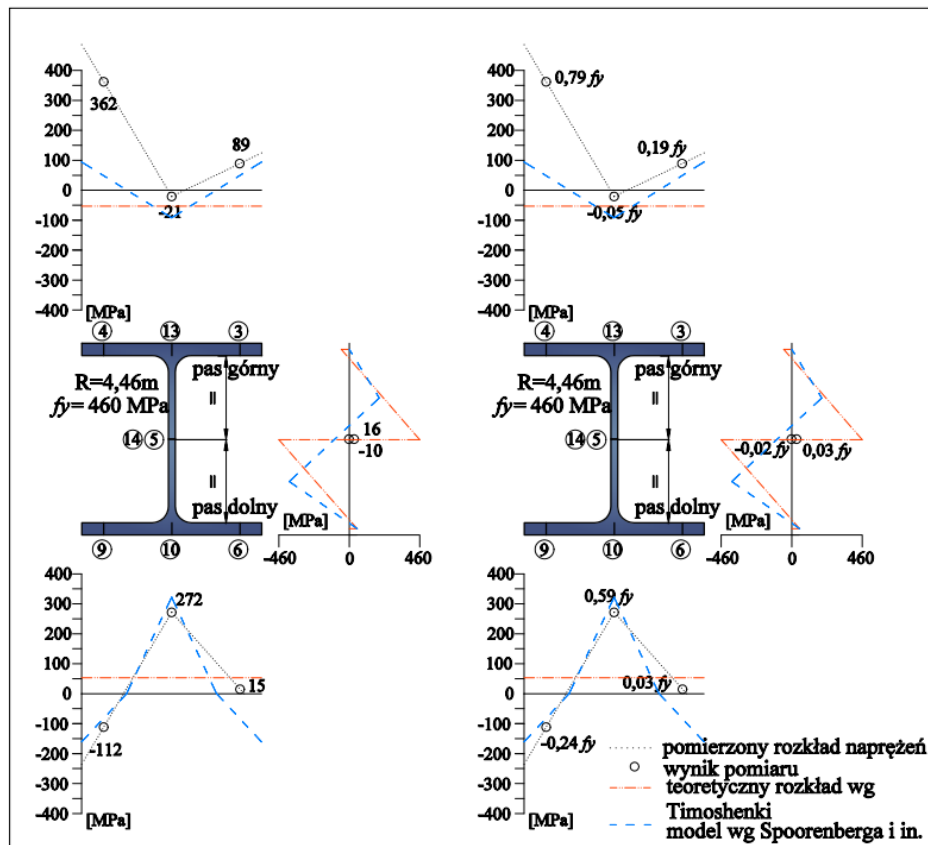




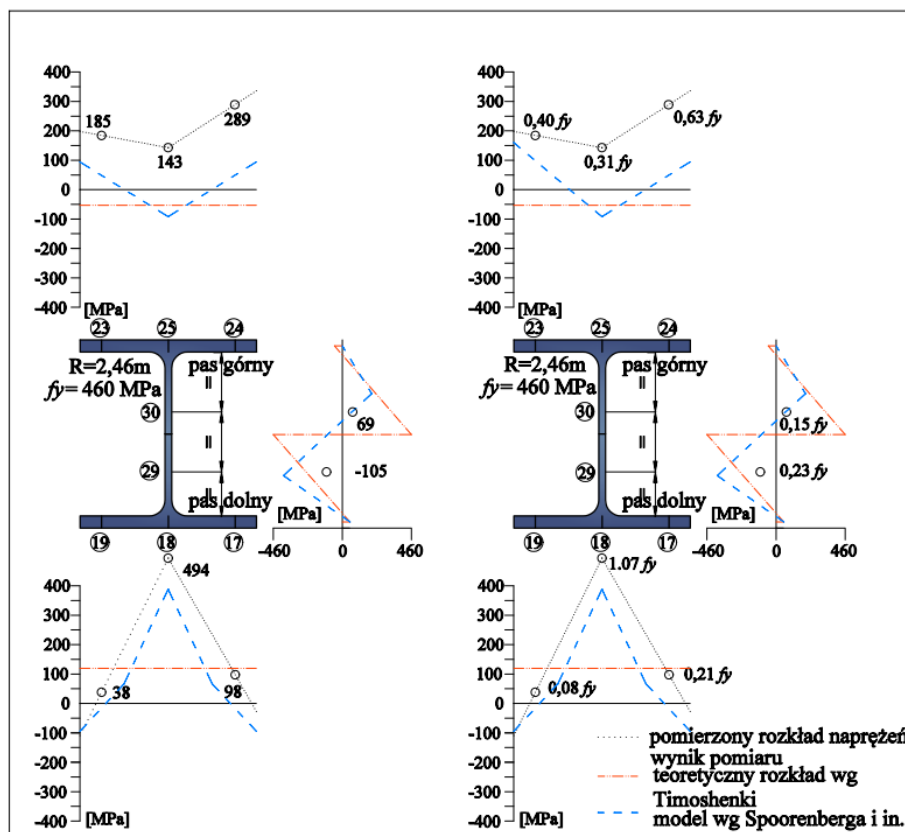
Rys. 5.8. Rozkład naprężeń własnych  $\sigma_x$  (walcowniczych) dla prostego, referencyjnego elementu



Rys. 5.9. Wyznaczone wartości naprężeń własnych  $\sigma_x$  po gięciu na zimno dla elementu o promieniu  $R = 6,61$  m



Rys. 5.10. Wyznaczone wartości naprężeń własnych  $\sigma_x$  po gięciu na zimno dla elementu o promieniu  $R = 4,46$  m



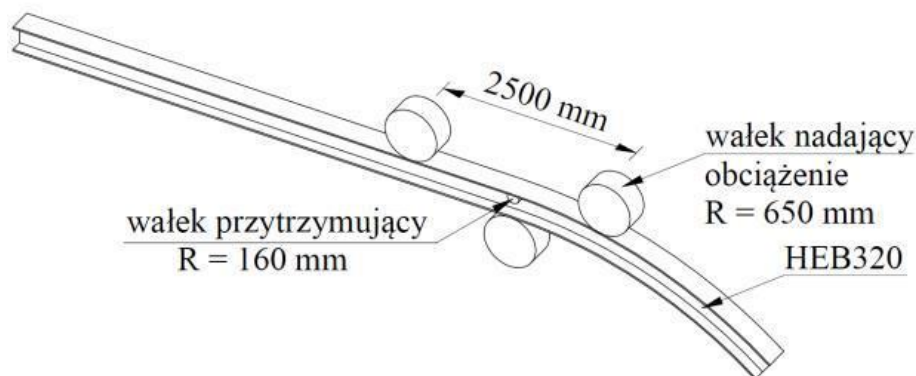
Rys. 5.11. Wyznaczone wartości naprężeń własnych  $\sigma_x$  po gięciu na zimno dla elementu o promieniu  $R = 2,46$  m

## 5.6. Model numeryczny procesu gięcia rolkowego na zimno

Zbudowano modele numeryczne procesu rolkowego gięcia na zimno w programie *Abaqus* 6.14-2 (moduł Standard) w celu określenia rozkładów naprężeń własnych po gięciu rolkowym dwuteownika. Z uwagi na to, że uzyskanie małych promieni gięcia (takich jak w zaprojektowanym elemencie badawczym) wymaga kilkukrotnego przejazdu belki przez rolki co mocno komplikuje wykonanie analiz. Zamodelowany proces ograniczono do pojedynczego przejazdu belki w celu uzyskania promienia  $R = 30$  m i  $R = 20$  m.

### Model geometryczny

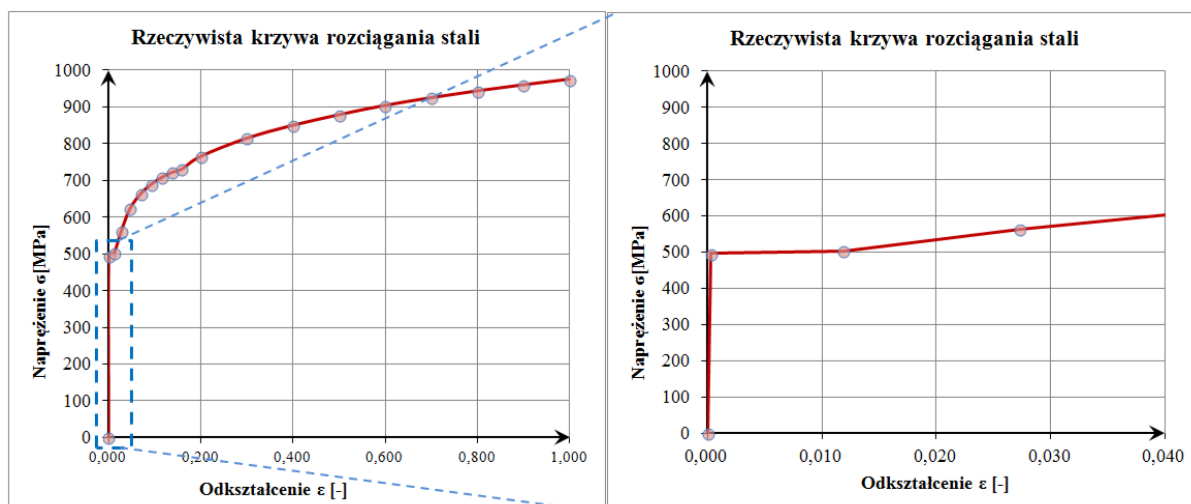
Model obliczeniowy zbudowano z elementów objętościowych. Zamodelowano kształtownik HEB 320 ze stali S460 wraz z wałkami, których geometria i rozstaw odpowiadał maszynie do gięcia rolkowego zastosowanego przy wykonaniu elementów badawczych opisanych w rozdziale 3 (rys 5.12). W celu ograniczenia czasu obliczeń oraz redukcji liczby elementów skończonych model do analiz stanowił  $\frac{1}{2}$  modelu doświadczalnego a modelowanie obrotu wałków, zastąpiono poprzez założenie kontaktu pomiędzy dwuteownikiem a wałkami z zerowym tarcieniem.



Rys. 5.12. Schemat modelu geometrycznego

### Material

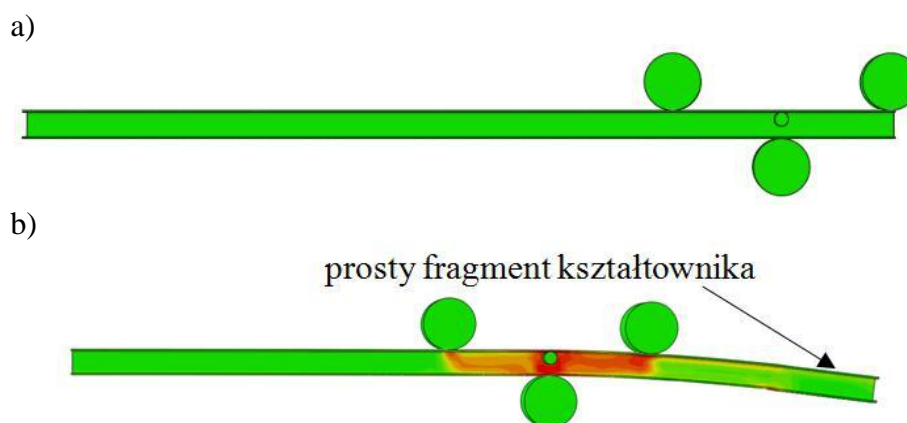
Dla belki zastosowano średnie charakterystyki wytrzymałościowe z badań materiałowych dla elementu referencyjnego – prostego, a następnie krzywą z badań przekształcono, na podstawie [6] na rzeczywistą krzywą rozciągania stali (*true stress-strain curve*) – rys. 5.13. Z uwagi na to, że sztywność wałków jest kilkukrotnie większa od belki, zamodelowano je jako elementy o pracy liniowo sprężystej.



Rys. 5.13. Schemat modelu geometrycznego

### Obciążenie

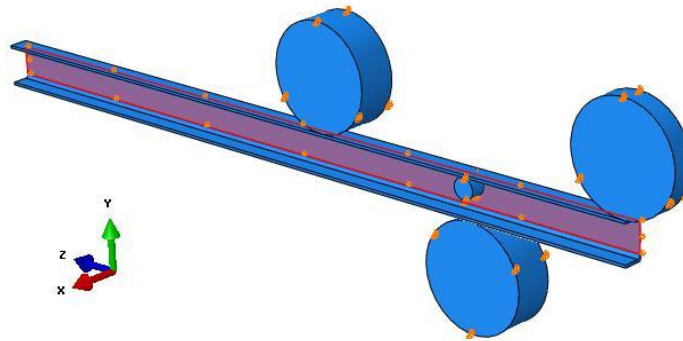
Skrajny wałek nadawał wygięcie elementowi (rys. 5.12) poprzez przemieszczenie o zadaną wartość uzyskując oczekiwany promień krzywizny kształtownika. Wartość przemieszczenia wałka w celu uzyskania pożądanego promienia gięcia nie jest łatwa do określenia i została wyznaczona poprzez wykonanie wielu modeli numerycznych metodą prób i błędów. Pozostałe wałki miały zablokowane przemieszczenia we wszystkich kierunkach i były nieruchome podczas całego procesu obliczeniowego. Na rysunku 5.11. przedstawiono widok modelu numerycznego przed obciążeniem (rys. 5.14 a) oraz podczas gięcia ciągłego na zimno (rys. 5.14 b). Fragment kształtownika pomiędzy skrajnym wałkiem nadającym obciążenie a wałkiem centralnym pozostaje prosty i w praktyce jest odcinany od całego elementu.



Rys. 5. 14. Widok boczny modelu numerycznego: a) przed obciążeniem, b) podczas przesuwu belki

### Warunki podparcia

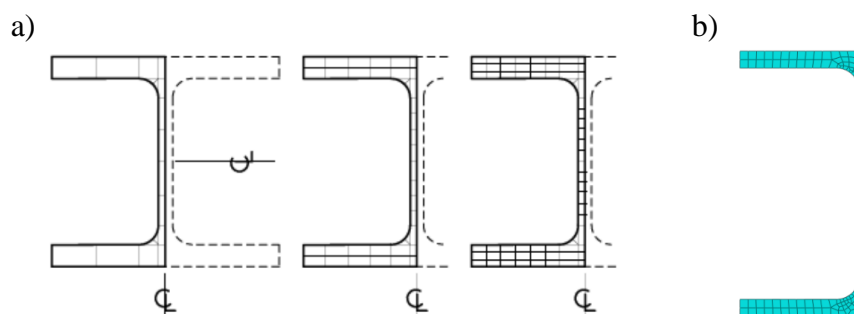
Wszystkie stałe wałki (nieprzekazujące obciążenia) miały zabrane wszystkie stopnie swobody:  $U_x$ ,  $U_y$  oraz  $U_z$ . Skrajny wałek, który nadawał krzywiznę belce miał zablokowane kierunki  $U_x$ ,  $U_y$  i zwolniony kierunek  $U_y$  - w celu umożliwienia przemieszczenia na kierunku globalnej osi Y. Z uwagi na symetrię elementu belki odebrano możliwość przesuwu elementu  $U_x$  w całej płaszczyźnie symetrii (rys. 5.15).



Rys. 5.15. Warunki brzegowe podparcia

### Dyskretyzacja modelu

Na model geometryczny nałożono siatkę elementów skończonych typu *HEX-dominated*. Do analiz przyjęto elementy o zredukowanym całkowaniu *SOLID* typu *C3D8R* [1]. Elementy o zredukowanym całkowaniu mają jeden punkt Gaussa w środku elementu. Dla modelu zastosowano analizę zbieżności typu *h-convergence* (zagęszczanie siatki podziału) i na podstawie (76), gdzie dokonano wpływu zastosowania ilości elementów po grubości ścianek na wyniki (rys 5.16 a) zastosowano dwa elementy po grubości pasów i jeden po grubości średnika (rys. 5.16 b). Przeprowadzono analizę zbieżności wyników w zależności od rozmiaru siatki  $e$  (tab. 5.4). Do dalszych analiz przyjęto rozmiar ES  $e = 10$  mm. Różnice w uzyskanych zbieżnościach wynoszą 5 %. Czas obliczeń numerycznych modelu jest o około 20 % krótszy w porównaniu do elementów o rozmiarze siatki  $e = 5$  mm.



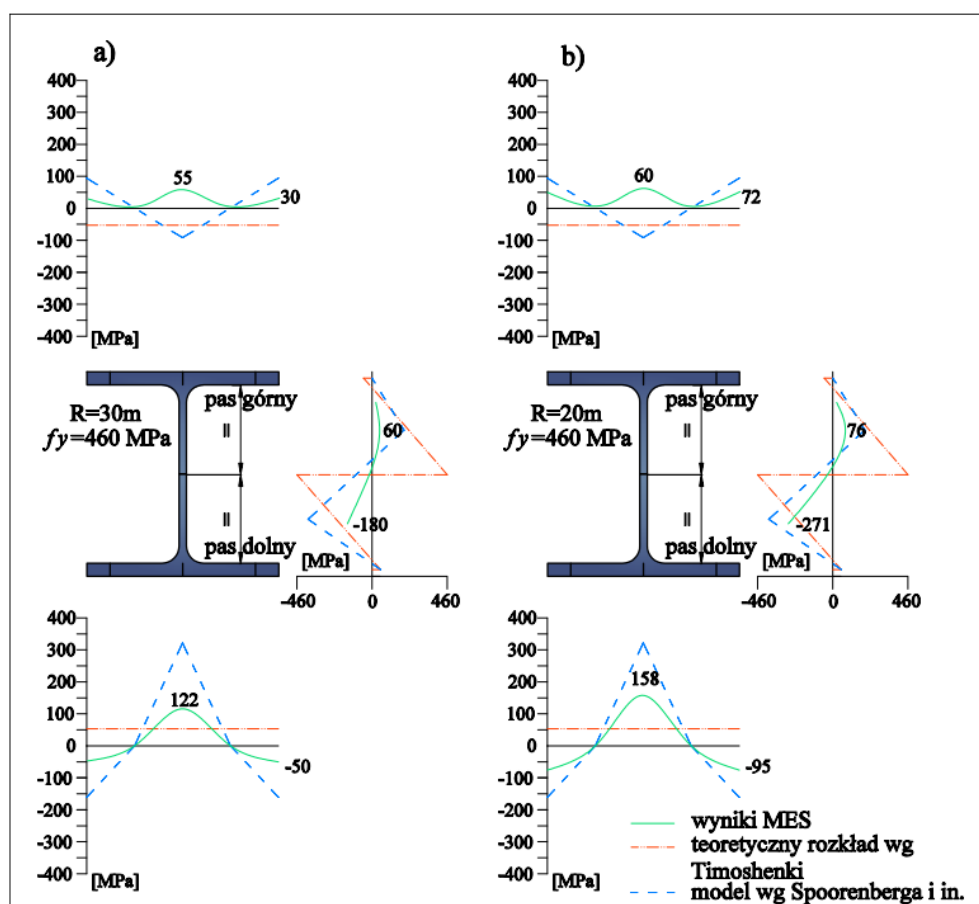
Rys. 5.16. Widoki siatkowania belki: a) analizowane podziały wg (76), b) zastosowane siatkowanie w modelu

Tab. 5.4. Analiza różnic wyników zależnych od rozmiaru siatki

Rozmiar siatki $e$	S33	Różnica wyników S33
[mm]	[MPa]	[%]
2	130	0
5	125	2,3
<b>10</b>	<b>122</b>	<b>4,7</b>
20	120	10,2
30	118	14,1

### Wyniki analiz numerycznych

Określono ścieżki odczytania naprężeń (*Paths*) w programie *Abaqus* [1] na pasie górnym, pasie dolnym i środku. Następnie odczytano na nich naprężenia równoległe do osi podłużnej belki w kroku obliczeniowym, w którym ścieżki znajdowały się po przejeździe przez skrajny walek nadający krzywiznę. Na rysunku 5.17 przedstawiono wyznaczone rozkłady naprężeń własny w porównaniu do teoretycznego rozkładu naprężeń własnych po gięciu wg modelu Timoshenki i modelu Spoorenberg'a.



Rys. 5.17. Rozkłady naprężeń własnych w przekroju otrzymane z analiz numerycznych dla promienia: a)  $R = 30$  m, b)  $R = 20$  m



## 5.7. Analiza wyników

Określone rozkłady naprężeń własnych dla referencyjnego elementu prostego (rys. 5.8) pokrywają się z proponowanym rozkładem przez ECCS [20]. Wyznaczone wartości naprężeń są mniejsze niż graniczne wartości określone w literaturze, jednak rząd uzyskanych wielkości i znakowanie naprężeń pozwala uznać, że zastosowana metoda pomiarowa została zweryfikowana. Rozbieżności w dwóch punktach dwuteownika, występujące w jednej części przekroju mogą sugerować, że standardowy rozkład naprężeń walcowniczych mógł zostać zaburzony poprzez proces prostowania.

Naprężenia własne w belkach giętych rolkowo na zimno względem silnej osi wyznaczone w badaniach charakteryzują się podobnymi rozkładami (znakowaniem) niezależnie od promienia gięcia, ale co istotne reprezentują zupełnie odmienne rozkłady niż naprężenia walcownicze w elemencie prostym.

Naprężenia w pasie górnym (rozciągającym podczas gięcia rolkowego) w większości analizowanych przypadków wykazują rozciąganie. Ich rozkład jest bardziej łagodny w stosunku do pasa dolnego. Największa osiągnięta wartość naprężeń w pasie górnym wynosiła ok.  $0,95 f_y$  (dla promienia  $R = 6,61$  m – rys. 5.9), średnia wartość wynosiła ok.  $0,5 f_y$ . W pasie dolnym (ściskającym podczas gięcia) naprężenia mają różne znaki i zdecydowanie największe wartości osiągają w środkowej części pasa – rozciąganie o wartościach bliskich granicy plastyczności (największa uzyskana wartość dla promienia  $R = 2,46$  m to  $1,07$  nominalnej granicy plastyczności – rys. 5.11). W skrajnych częściach pasa dolnego po gięciu występują naprężenia oscylujące wokół wartości zerowej przy maksymalnej wartości naprężeń rozciągających równej ok.  $0,21 f_y$  (rys. 5.11), a naprężeń ściskających równych ok.  $-0,24 f_y$  (rys. 5.10). W środku również występują różnoimienne naprężenia. W górnej części środka (na wysokości ok.  $2/3 h$  mierzac od dolnej półki) naprężenia rozciągające do wartości ok.  $0,15 f_y$ , w dolnej części środka (na wysokości ok.  $1/3 h$  mierzac od dolnej półki) naprężenia ściskające do wartości ok.  $0,26 f_y$  (rys. 5.9).

Teoretyczne rozkłady zaproponowane przez Timoshenko nie pokrywają się z wynikami eksperymentalnymi. Bliższy rzeczywistości jest model zaproponowany przez Spoorenberg'a, Pomiarzy dla pasa dolnego wykazują zadowalającą zbieżność z modelem Spoorenberga, dla promieni gięcia  $R = 4,46$  m i  $R = 6,61$  m różnice ok. 10 – 15%. Dla promienia  $R = 2,46$  m różnice wynosiły ok. 30 %. Dla pasa górnego można zaobserwować pewne nieścisłości w środkowej części pasa. Model ten nie uwzględnia również wpływu promienia gięcia na rozkłady naprężeń, z kolei w badaniach wpływ promienia gięcia na

wartości naprężeń jest zauważalny. Model Spoorenberg'a wymaga korekty rozkładu dla pasa górnego oraz uzależnienia wartości naprężeń od stopnia odkształcenia na zimno  $R/h$ . Jednak, żeby zaproponować własną modyfikację modelu konieczne byłoby wykonanie większej liczby pomiarów po szerokości pasów dla różnych profili i promieni gięcia.

Na podstawie zestawionych wyników dla wszystkich punktów pomiarowych w tablicy 5.3 można zaobserwować, że kąt pomiędzy układem naprężeń głównych a lokalnym układem rozety pomiarowej wynoszący ok. 15 – 25 stopni, może sugerować, że pasy są zginane dwukierunkowo podczas procesu gięcia a rozkład odkształceń jest nierównomierny po szerokości pasów (większe odkształcenie w środkowych częściach pasów w stosunku do skrajnych części). Zjawisko opisano również w rozdziale 2.4. niniejszej pracy dotyczącego teorii prętów zakrzywionych.

Należy również podkreślić, że zastosowana metoda badawcza określa naprężenia wyłącznie z zewnętrznej strony przekroju na głębokości pasa równej ok. 2 mm. Zasadne byłoby wykonanie pomiarów z obu stron pasa i wyznaczenie wartości średniej, tak jak to zostało przeprowadzone przez zespół Spoorenberg'a, którzy wykorzystali metodę rozcinania (*sectioning*).

Badania wskazują inny, niż dla elementów prostych, rozkład naprężeń własnych po gięciu na zimno. Zasadne wydaje się prowadzenie dalszych badań w celu określenia wartości naprężeń własnych, rozkładów tych naprężeń oraz ich wpływu na stateczność łuków. Podsumowaniem analiz powinno być określenie i sformułowanie wytycznych do modelowania elementów łukowych w analizach konstrukcji budowlanych i inżynierskich.

Porównując wyniki analiz numerycznych z modelem Spoorenberg'a można zaobserwować, że uzyskane układy naprężeń po gięciu na zimno są zbieżne w obszarze pasa dolnego i środka (rys. 5.17). Różnice zaobserwowano w pasie górnym. Może to wynikać ze złożonej pracy pasa górnego podczas gięcia. Pas górny jest obciążony dużą siłą docisku przez zwalek nadający krzywiznę, dodatkowo jest on stabilizowany przez wałek przytrzymujący co w konsekwencji powoduje złożony stan naprężeń i odkształceń. Złożona praca pasa górnego powoduje trudności w pełnym odwzorowaniu procesu gięcia rolkowego w analizach numerycznych. Dodatkowo należy pamiętać o tym, że określone naprężenia własne pochodzą z pojedynczego przejazdu belki przez rolki, w rzeczywistości proces ten jest wielokrotnie powtarzany w celu uzyskania kształtu.

Analizy numeryczne mogą stanowić jedynie, wstępne oszacowanie wartości naprężeń oraz ich rozkładów w przekroju, jednak dla tak złożonego procesu zaleca się określać naprężenia po gięciu na zimno na podstawie pomiarów na elementach rzeczywistych.

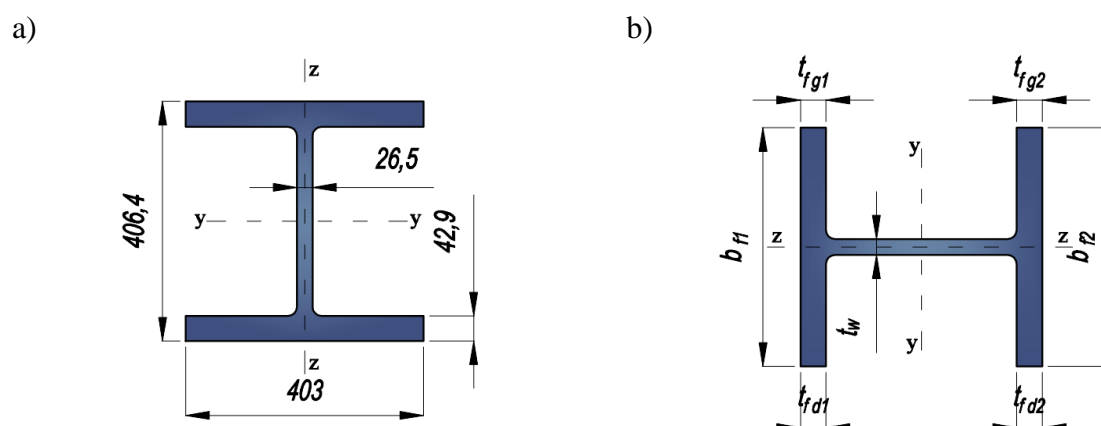
Na podstawie pomiarów oraz analiz numerycznych można wywnioskować, że model naprężeń własnych po gięciu zaproponowany przez zespół Spoorenberg'a jest dobrym oszacowaniem naprężeń własnych po gięciu. Weryfikacji należy poddać rozkład dla pasa górnego (rozciąganego podczas gięcia na który działa wałek nadający obciążenie). Badania miały na celu jakościową ocenę zjawiska i podkreślenie, że zagadnienie wymaga dalszych badań dla różnych kształowników, różnych promieni gięcia i gatunków stali.

## 6. Punktowe gięcie na zimno kształtownika względem słabej osi

Badanie polegało na przeprowadzeniu w warunkach laboratoryjnych procesu nadawania krzywizny elementowi stalowego dźwigara łukowego stosowanego w mostach typu *network arch*. Celami badania było określenie: stopnia odkształcenia na zimno stali i zasięgu strefy uplastycznionej w wyniku gięcia dwuteowników gorącowalcowanych typu HD.

### 6.1. Geometria badanego elementu

Wymiary belki oraz rodzaj profilu dobrano do możliwości wytrzymałościowych oraz geometrycznych prasy wytrzymałościowej. Przyjęto profil UC356x406x340. Długość elementu wynosiła 9 m. Katalogowe wymiary przekroju przedstawiono na rysunku 6.1 a).



Rys. 6.1. Wymiary nominalne przekroju UC356x406x340

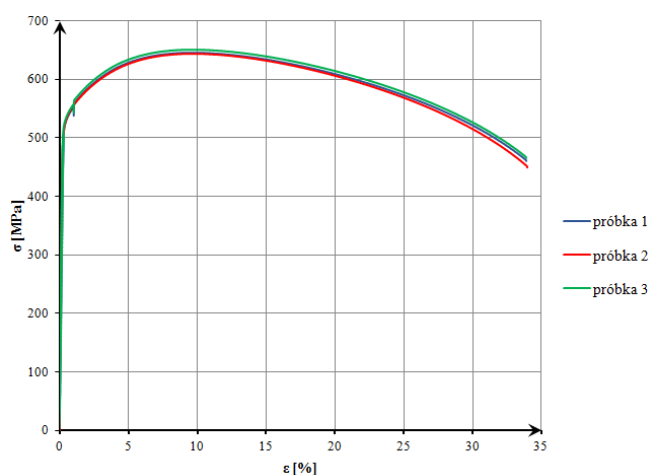
Wymiary przekroju zostały pomierzone na elemencie badawczym w 9 punktach pomiarowych. Wyniki zestawiono w tabelicy 6.1.

Tab. 6.1. Pomiary grubości ścianek w przekroju elementu badawczego [mm]

	1	2	3	4	5	6	7	8	9
$t_{fg1}$	42,41	42,32	42,06	42,00	42,06	42,40	42,17	42,43	41,98
$t_{fd1}$	43,44	43,17	43,44	42,95	42,99	43,01	43,14	42,52	42,97
$b_{f1}$	403,48	404,50	403,71	405,03	404,04	403,41	404,10	403,16	403,30
$t_w$	26,69	26,66	26,75	26,75	26,57	26,66	26,69	26,69	26,65
$t_{fg2}$	41,58	41,53	41,93	41,44	41,30	41,48	41,94	41,94	41,68
$t_{fd2}$	42,95	42,97	43,05	42,89	42,74	42,94	42,90	42,89	42,76
$b_{f2}$	404,20	403,88	403,70	403,98	403,87	403,72	403,73	403,64	403,59

## 6.2. Właściwości materiałowe stali

Badany profil UC356x406x340 został wywalcowany ze stali S460M. Parametry mechaniczne wyznaczono w statycznej próbie rozciągania przeprowadzonej w temperaturze pokojowej zgodnie z PN-EN 6892-1. Zależności pomiędzy naprężeniem  $\sigma$ , odniesionym do powierzchni początkowej  $A_0$ , a odkształceniem  $\varepsilon$ , dla próbek pobranych z pasa wzdłuż kierunku walcowania pokazano na rys. 6.2.



Rys. 6.2. Wykres zależności  $\sigma$ - $\varepsilon$  dla badanych próbek

Dla przeprowadzonych badań dla stali HISTAR460 określono umowne granice plastyczności. Podstawowe właściwości mechaniczne zestawiono w tab. 6.2. Należą do nich: umowna granica plastyczności  $R_{0,2}$ , wytrzymałość na rozciąganie  $R_m$ , wydłużenie procentowe po zerwaniu  $A$  oraz moduł sprężystości  $E$ . Skład chemiczny stali na podstawie certyfikatu materiału przedstawiono w tablicy 6.3.

Tab. 6.2. Podstawowe wyniki badań wytrzymałościowych stali

Oznaczenie	$R_{0,2}$ [MPa]	$R_m$ [MPa]	$A$ [%]	$E$ [GPa]
Próbka 1	528	644	34	209
Próbka 2	525	642	33	208
Próbka 3	532	648	34	206

Tab. 6.3. Skład chemiczny badanej stali

Pierwiastek	C	Mn	P	S	Si	N	Al	Cu	Ni	Cr	V	Nb	Mo	Ti	CEV
Zawartość procentowa [%]	0,047	1,31	0,015	0,014	0,23	0,009	0,023	0,17	0,13	0,12	0,037	0,007	0,05	0,002	0,35

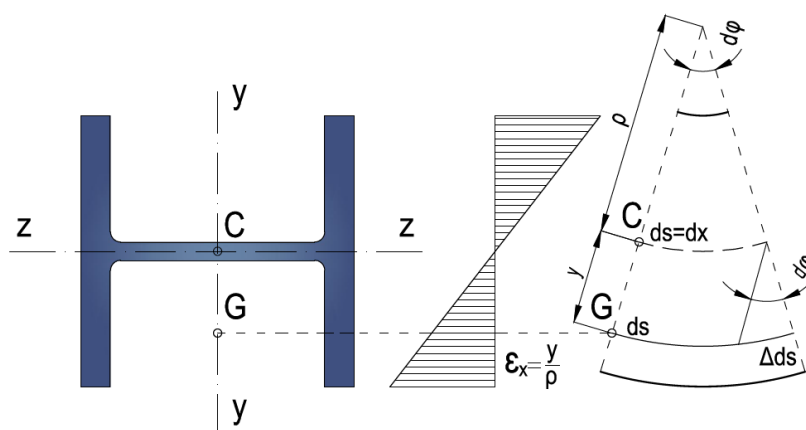
### 6.3. Obliczenia analityczne

W celu określenia niezbędnego trwałego ugięcia belki w każdym punkcie przyłożenia obciążenia potrzebnego do uzyskania ostatecznej krzywizny belki przeprowadzono analizy teoretyczne sprężysto-plastycznego zginania belki. Dane wyjściowe przedstawiono w tabelicy 6.4.

Tab. 6.4. Zestawienie danych wyjściowych

Dane:	Oznaczenie	Wartość	Jednostka
Profil	UC	356x406x340	[-]
Wysokość profilu względem osi obojętnej przy zginaniu	$h$	403	[mm]
Długość elementu o stałej krzywiznie	$L_B$	5000	[mm]
Zakładany promień wygięcia	$R$	20	[m]
Elastyczny wskaźnik na zginanie elementu względem osi $z$ - $z$	$W_{el,z}$	2326	[cm <sup>3</sup> ]
Plastyczny wskaźnik na zginanie elementu względem osi $z$ - $z$	$W_{pl,z}$	3546	[cm <sup>3</sup> ]
Granica plastyczności stali	$f_y$	460	[MPa]
Moduł Young'a	$E_a$	210	[GPa]
Rozstaw podpór	$L_s$	4000	[mm]
Rozstaw punktów przykładania siły	$d_s$	500	[mm]
Moment bezwładności względem osi $z$ - $z$	$I_z$	46853,30	[cm <sup>4</sup> ]

Na rysunku 6.3 przedstawiono schematycznie zginanie wycinka belki z niezbędnymi oznaczeniami.



Rys. 6.3. Schemat zginania elementarnego wycinka belki



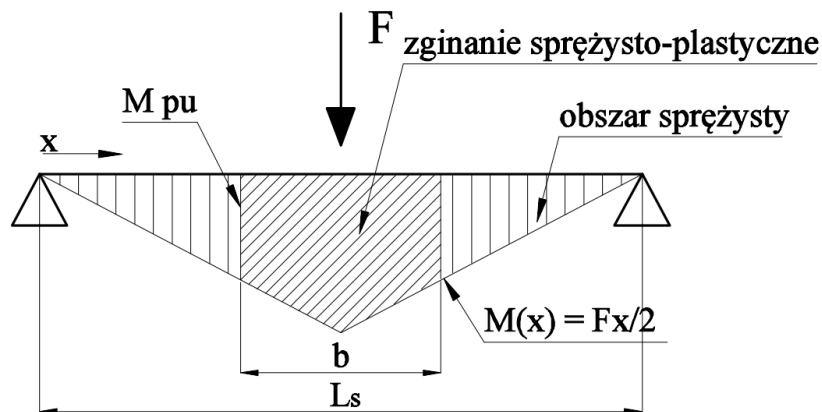
Na potrzeby analiz poczyniono następujące założenia:

- założono hipotezę płaskich przekrojów,
- założono bardzo małe odkształcenia,
- zmiany kształtu i wymiarów przekroju są pomijalnie małe,
- osie obojętne są liniami prostymi,
- wektor przemieszczenia punktu C jest prostopadły do nieodkształconych włókien pręta,
- kąty obrotu są bardzo małe, czyli  $\sin\varphi = \operatorname{tg}\varphi \approx \varphi$ ,
- składowa przemieszczenia  $u = y \varphi$ .

**Maksymalne elastyczne ugięcie elementu:**

$$y_{el} = \frac{W_{el,z} \cdot f_y \cdot L_s}{12 \cdot E_a \cdot I_z} = \frac{2326 \text{ cm}^2 \cdot 460 \text{ MPa} \cdot 4 \text{ m}}{12 \cdot 210 \text{ GPa} \cdot 46853,3 \text{ cm}^4} = 14,49 \text{ mm}$$

**Wyznaczenie zasięgu strefy uplastycznionej:**



Rys. 6.4. Schemat zginania sprężysto-plastycznego belki swobodnie podpartej

Moment zginający, przy którym następuje początek uplastycznienia określono na podstawie wyrażenia (6.1):

$$M_{pu} = W_{el,z} \cdot f_y = \frac{F \cdot x}{2}, \quad (6.1)$$

Określenie współrzędnej  $x$  dla której element pracuje w zakresie sprężystym przeprowadzono wg (6.2):

$$W_{el,z} \cdot f_y = \frac{4 W_{pl} \cdot f_y \cdot x_{el}}{2 l} \Rightarrow x_{el} = \frac{2 W_{sp} \cdot f_y \cdot l}{4 W_{pl} \cdot f_y}, \quad (6.2)$$

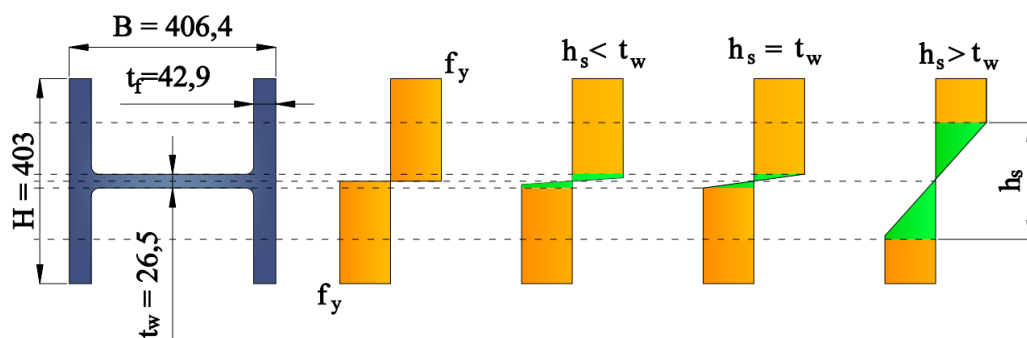
$$\frac{b}{2} = \frac{l}{2} - x_{el} \Rightarrow \frac{b}{2} = \frac{l}{2} - \frac{W_{sp} \cdot l}{2 W_{pl}}, \quad (6.3)$$

$$b = l \left( z - \frac{W_{el,z}}{W_{pl,z}} \right). \quad (6.5)$$

$$b = L_s \left( 1 - \frac{W_{el,z}}{W_{pl,z}} \right) = 4000 \text{ mm} \left( 1 - \frac{2326 \text{ cm}^3}{3546 \text{ cm}^3} \right) = 1376.2 \text{ mm}$$

### Określenie zasięgu strefy sprężystej $h_s(x)$ w przekroju

Rozpatrzono 4 warianty (rys. 6.5):



Rys. 6. 5. Różne zasięgi sprężystej strefy przekroju przy zginaniu sprężysto-plastycznym belki w zależności od lokalizacji po długości belki

a)  $h_s = 0$  – przekrój w pełni uplastyczniony

$$M = \frac{2t_f f_y (H^2 - t_w^2)}{4} + \frac{B t_w^2 f_y}{4} = 1628.381 \text{ kNm}$$

$$\frac{F \cdot l}{4} = 1628,381 \text{ kNm} \Rightarrow F = 1628,381 \text{ kN}$$

b)  $h_s < t_w$

$$M = \frac{2t_f f_y (H^2 - t_w^2)}{4} + \frac{B f_y (t_w^2 - h_s^2)}{4} + \frac{B f_y h_s^2}{6}$$

$$h_{s < t_w}(x) = \sqrt{0,10453 - 0,0000523x}$$

c)  $h_s = t_w$

$$M = \frac{2t_f f_y (H^2 - t_w^2)}{4} + \frac{B f_y t_w^2}{6} = 1617.441 \text{ kNm}$$

$$x_{pl,t_w} = 1,987 \text{ m} \Rightarrow 2 \text{ m} - x = 13 \text{ mm}$$

d)  $h_s > t_w$

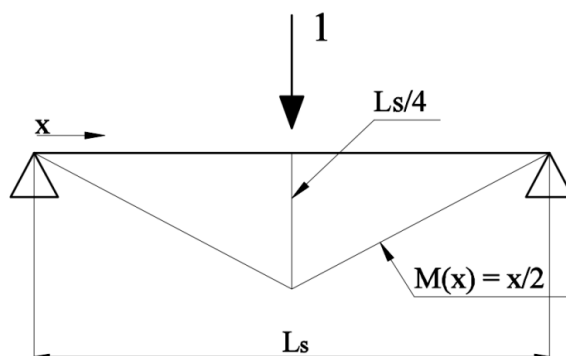
$$M = \frac{2t_f f_y (H^2 - h_s^2)}{4} + \frac{2t_f f_y (h_s^2 - t_w^2)}{6} + \frac{B f_y t_w^2}{6}$$

$$h_{s>t_w}(x) = \sqrt{0,4925 - 0,2475x}$$

### Określenie ugięcia belki przy zginaniu sprężysto plastycznym

Przy określeniu ugięcia belki w stanie sprężysto-plastycznym wykorzystano metodę opisaną w rozdziale 2.3.

Wykres momentu zginającego od siły jednostkowej przedstawiono na rys. 6.6:



Rys. 6.6. Wykres momentu zginającego od jednostkowego obciążenia belki

Ostatecznie wartość ugięcia przy pracy sprężysto-plastycznej belki określono następująco (dla stref sprężystych zastosowano całkowanie sposobem Wereszczagina [15]):

$$y_{el\_pl} = 2 \frac{\frac{1}{2} M_{pu} x_{el} \cdot \frac{2}{3} \cdot \frac{1}{2} x_{el}}{EI_z} + 2 \int_{x_{el}}^{x_{pl,tw}} \frac{1}{2} x \frac{2 \cdot f_y}{E \cdot h_{s>t_w}(x)} dx + 2 \int_{x_{pl,tw}}^2 \frac{1}{2} x \frac{2 \cdot f_y}{E \cdot h_{s<t_w}(x)} dx$$

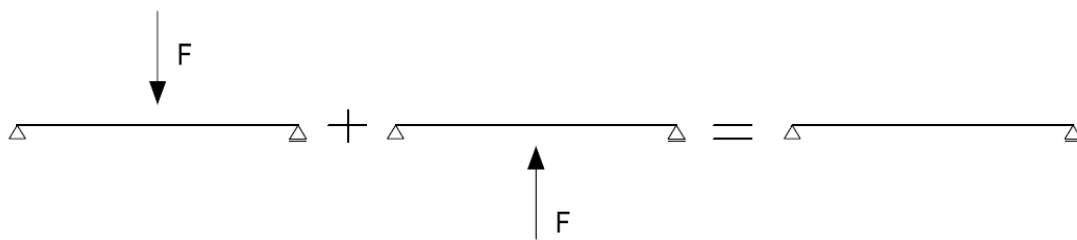
$$y_{el\_pl} = 2 \frac{\frac{1}{2} \cdot 1069,96 \text{ kNm} \cdot 1,3119 \text{ m} \cdot \frac{2}{3} \cdot \frac{1}{2} \cdot 1,3119 \text{ m}}{EI_z} + 2 \int_{1,3119}^{1,9870} \frac{1}{2} x \frac{2 \cdot f_y}{E \cdot \sqrt{0,4925 - 0,2475x}} dx$$

$$+ 2 \int_{1,9870}^2 \frac{1}{2} x \frac{2 \cdot f_y}{E \cdot \sqrt{0,10453 - 0,0000523x}} dx$$

$$y = 6,24 \text{ mm} + 23,69 \text{ mm} + 0,35 \text{ mm} = 30,28 \text{ mm}$$

### Określenie ugięcia belki przy odciążeniu

Aby obliczyć ugięcie trwałe po odciążeniu skorzystano z zasady superpozycji przedstawionej na rysunku 6.7.



Rys. 6.7. Schemat układów do obliczenia ugięcia po odciążeniu

Wartość sprężystego „powrotu” belki do stanu równowagi obliczono korzystając z metody całowania Wereszczagina [15]:

$$y_{el} = -2 \frac{\frac{1}{2} \cdot \frac{F \cdot l}{4} \cdot \frac{l}{2} \cdot \frac{2}{3} \cdot \frac{l}{4}}{EI_z} = \frac{F \cdot l^3}{48 EI_z} = \frac{1628 \cdot 4m^3}{48 EI_z} = -22,10 \text{ mm}$$

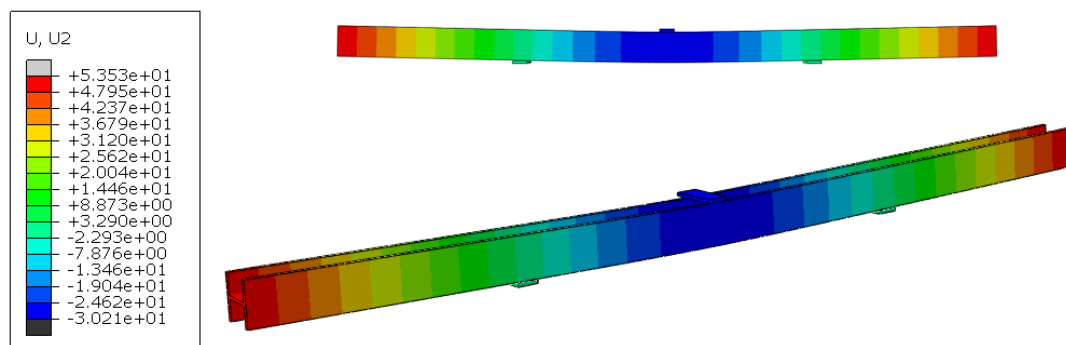
Wykorzystując stan sprężysto-plastyczny oraz sprężysty uzyskano trwałe ugięcie belki po odciążeniu:

$$y_{od} = y_{el,pl} + y_{el} = 30,28 \text{ mm} - 22,10 \text{ mm} = 8,18 \text{ mm}$$

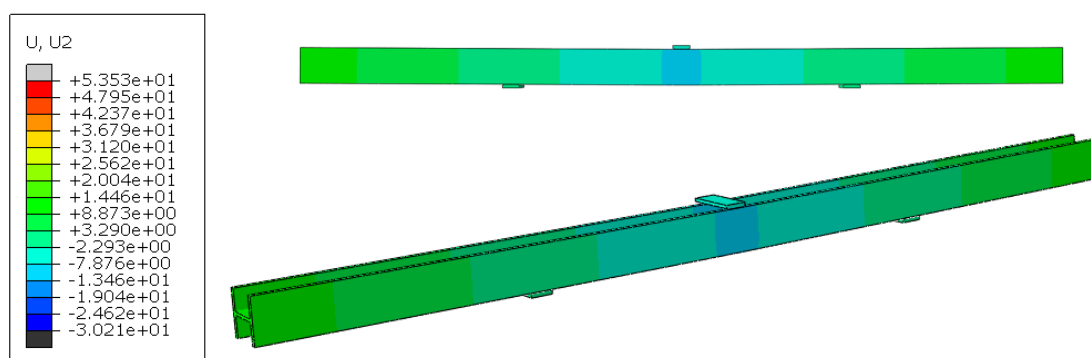
Analitycznie określono, że przy obciążeniu, które wywoła pełne uplastycznienie belki pod siłą skupioną, belka osiągnie ugięcie ok. 30 mm, a po jej odciążeniu trwałe ugięcie wyniesie 8 mm.

### Weryfikacja obliczeń analitycznych

W celu weryfikacji podejścia analitycznego stworzono prosty model MES. Model materiałowy dla stali przyjęto jako sztywno-plastyczny. Elementy obciążające i podpory zamodelowano z materiału idealnie sprężystego. W modelu zastosowano elementy objętościowe typu C3D8R. Wielkość oczka siatki elementów skończonych przyjęto jako 10 mm. W pierwszym etapie obciążono element do maksymalnej wartości ugięcia 30 mm (rys. 6.8), następnie odciążono element (rys. 6.9) i odczytano trwałe ugięcie w środku wysokości przekroju.



Rys. 6.8. Maksymalne obciążenie elementu



Rys. 6.9. Wartość trwałego ugięcia po odciążeniu

Value for Attached elements:						
<input type="checkbox"/>	Part Instance	Node ID	Orig. Coords	Def. Coords	Attached elements	U, U2
<input type="checkbox"/>	HD-1	29483	-166.159, 4.721	-166.165, -3.70	20073, 20089, 20090,	2 -8.42968

Rys. 6.10. Wartość trwałego ugięcia po odciążeniu dla węzła pod siłą skupioną

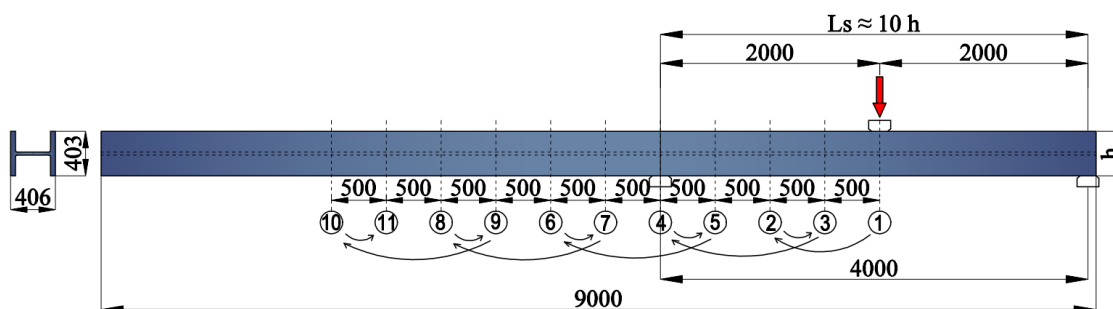
Trwałe ugięcie elementu po odciążeniu wyniosło 8,43 mm co daje zadowalającą zbieżność z wynikami analitycznymi, w których uzyskano wartość 8,18 mm (różnica 10 %).

Oszacowanie trwałego ugięcia po odciążeniu elementu, który został obciążony siłą powodujących uplastycznienie przekroju w środku rozpiętości belki, pozwala na określenie wymaganego zwiększenia ugięcia podczas obciążania w celu uzyskania pożądanego kształtu (promienia wygięcia). Przy zastosowaniu wyrażenia (2.26) oraz (2.27) można określić promień uzyskany podczas gięcia w  $n$  punktach po długości elementu. W badaniu przeanalizowano różne warianty obciążenia a na podstawie uzyskanych odkształceń określono promienie  $R$ .

#### 6.4. Stanowisko badawcze i przebieg badania

Wykonano kształtowanie na zimno dwuteownika o przekroju UC356x406x340 względem słabszej osi przekroju. Gięcie miało na celu uzyskanie trwałego ugięcia belki odpowiadającego różnym promieniom gięcia uzyskanych w sposób punktowy. Dotychczas stosowane promienie gięcia w mostach typu *network arch* wynosiły 50 m, 35 m, 25 m.

Na podstawie [78] oraz po konsultacji z dostawcą elementów dobrano procedurę gięcia i budowę stanowiska (rys. 6.11). Rozstaw podpór stanowi dziesięciokrotną wartość szerokości pasa – w analizowanym przypadku 4 m. Pozwala to zmniejszyć wpływ sił ścinających i zarazem lokalne problemy docisku podpór i tłoka nadającego wygięcie – niestosowanie się do tych wytycznych ma konsekwencje w postaci lokalnego odkształcenia pasów i zaburzenia kształtu przekroju w miejscach sił skupionych.



Rys. 6.11. Schemat stanowiska badawczego oraz kolejność gięcia



Rys. 6.12. Widok stanowiska badawczego

Dobry rozstaw podpór powoduje, że początkowy fragment belki o dł. 2 m oraz końcowy stanowią odpad, który następnie jest odcinany od środkowej części z prawidłową



krzywizną. Środkowy wygięty fragment belki o długości 5 m stanowi docelowy element łączony później poprzez doczołowe spawanie na budowie.

Odległość pomiędzy punktami gięcia powinna wynosić 1,25-krotność wysokości belki (szerokości pasa) pozwala to na ujednoczenie wpływu uplastycznienia we wszystkich włóknach przekroju po długości elementu. Jest to wartość określona po wielu doświadczeniach z warsztatu prefabrykacji, które jest kompromisowym rozwiązaniem pomiędzy idealizacją krzywizny przy zachowaniu aspektów ekonomicznych (czas i koszt prefabrykacji). W analizowanym przypadku przyjęto odległość pomiędzy punktami gięcia równą 500 mm.

Kolejność gięcia w poszczególnych punktach przedstawiono na rysunku 6.11. Szerokość podpór oraz szerokość miejsca przykładania siły wynosiły 100 mm (rys. 6.15, 6.16). Badanie przeprowadzono na maszynie wytrzymałościowej o zakresie siły do 6 MN. Widok stanowiska oraz podpór przedstawiono na rysunkach 6.13 – 6.16.



Rys. 6.13. Widok stanowiska badawczego – widok boczny



Rys. 6.14. Widok elementu badawczego od czola



Rys. 6.15. Widok miejsca przekazania obciążenia na belkę

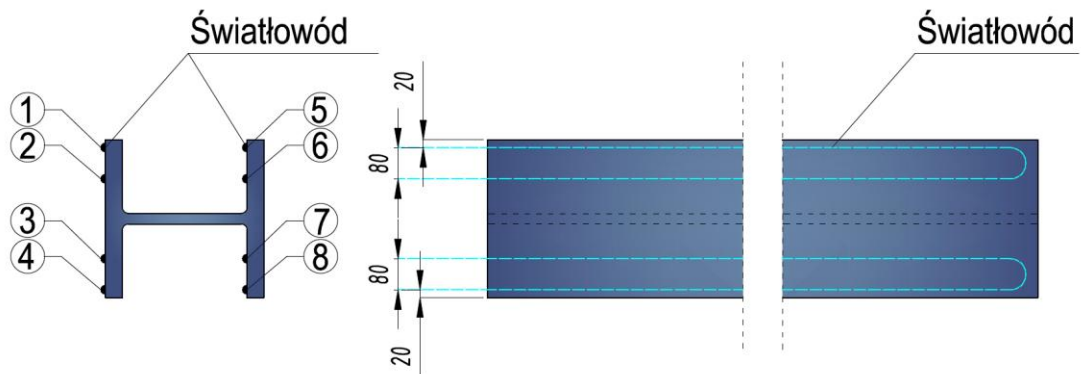


Rys. 6.16. Widok podpory elementu

#### **6.4.1. Urządzenia pomiarowe**

W badaniach do pomiarów odkształceń wykorzystano dwie metody pomiarowe – tensometry elektrooporowe oraz światłowody rozłożone DFOS. Do pomiarów ugięć użyto czujników indukcyjnych.

W badaniach światłowodowych zastosowano reflektometr optyczny OBR4600 produkcji LUMA, rozpraszacz światła Rayleiha oraz włókno SM 9/125, OFS, ITU-T G657.A1 na środku adhezyjnym dwuskładnikowej żywicy epoksydowej. Rozdzielczość przestrzenna oraz baza pojedynczego czujnika wynosiła 10 mm. Grupowy współczynnik załamania wynosił 1,47 przy wzmocnieniu 25 dB. Schemat rozmieszczenia światłowodów przedstawiono na rysunku 6.17, widoki elementu z naklejonymi światłowodami przedstawiono na rys. 6.18.

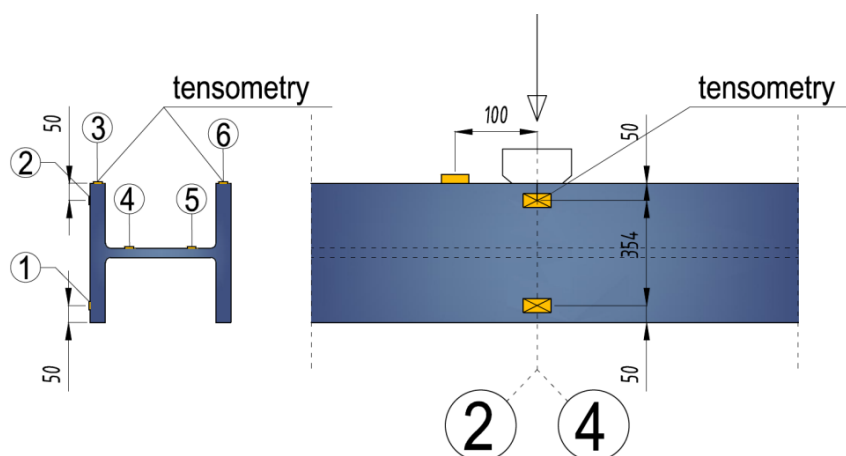


Rys. 6.17. Schemat rozmieszczenia światłowodów na badanym elemencie



Rys. 6.18. Widok elementu z numeracją wiązek światłowodów

W celu weryfikacji pomiarów światłowodowych w 2 punktach pomiarowych – 2 i 4, zostały przyklejone tensometry elektrooporowe firmy TENMEX typu TF-5/120. Schemat rozmieszczenia tensometrów przedstawiono na rysunku 6.19, widoki elementu z naklejonymi tensometrami przedstawiono na rys. 6.20.



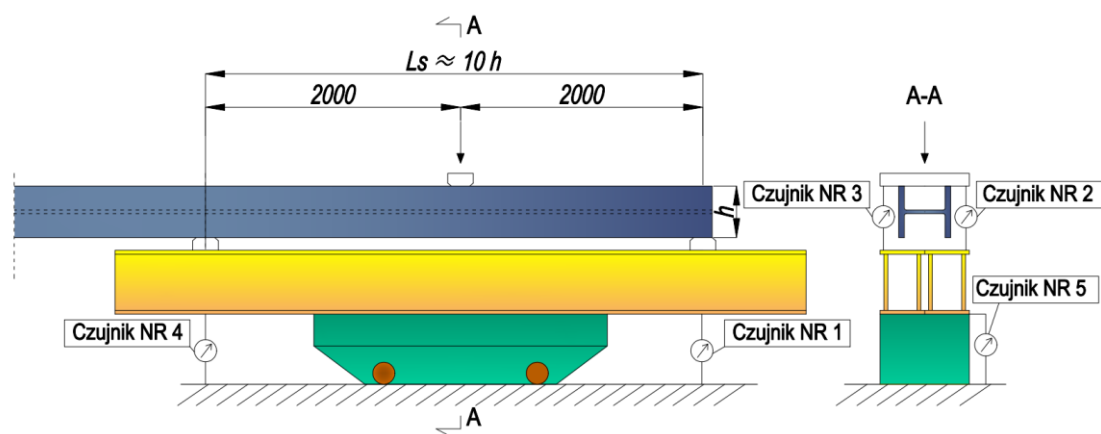
Rys. 6.19. Schemat rozmieszczenia tensometrów na badanym elemencie



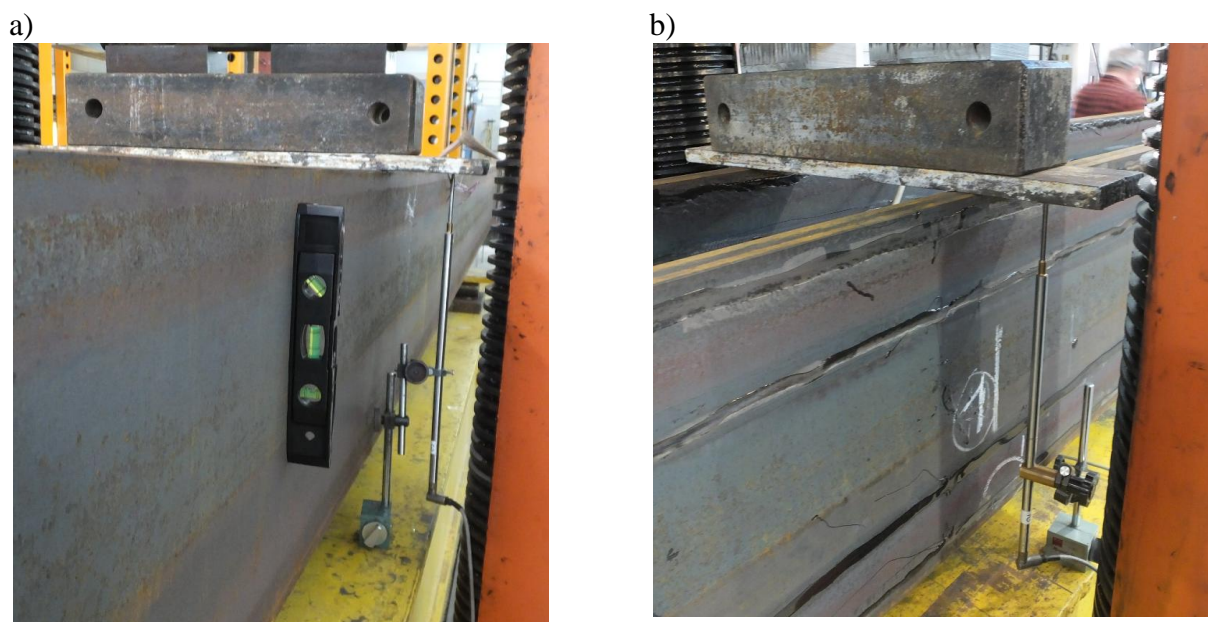


Rys. 6.20. Widok elementu z naklejonymi tensometrami

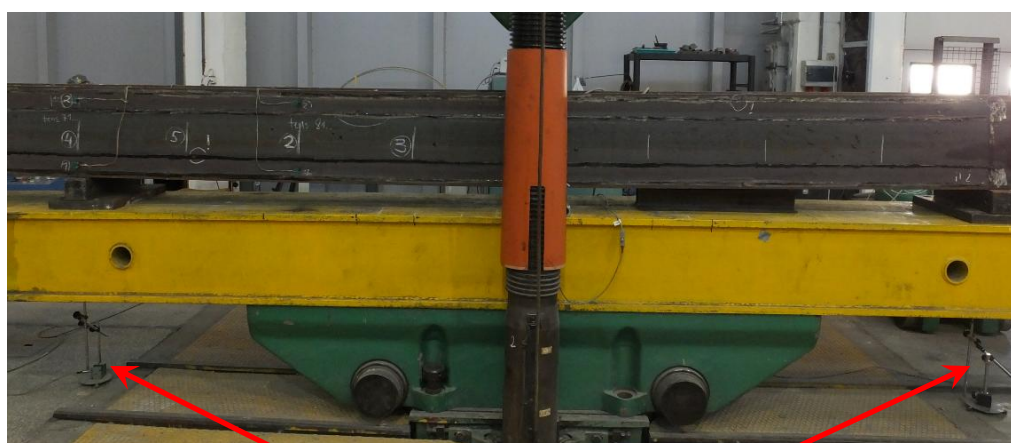
Podczas badań mierzono ugięcie elementu i przemieszczenia podpór za pomocą czujników indukcyjnych. Na rysunku 6.21 przedstawiono schemat rozmieszczenia czujników. Czujniki nr 2 i 3 służyły do pomiaru ugięcia badanego elementu względem belki przekazującej reakcje podporowe (żółty element na rys. 6.21) z badanego elementu na ramę maszyny wytrzymałościowej. Czujniki nr 1 i 4 zainstalowano pod podporami elementu w celu określenia podatności podczas obciążania. Dodatkowo zainstalowano czujnik nr 5 w celu określenia podnoszenia się stanowiska badawczego – związane jest to ze specyfiką działania ramy badawczej, w której siła nadawana jest przez przesuw górnego tłoka ramy w dół przy jednoczesnym podnoszeniu ramy. Widoki wybranych czujników przedstawiono na rys. 6.22 i 6.23.



Rys. 6.21. Schemat rozmieszczenia czujników indukcyjnych



Rys. 6. 22. Widok czujników indukcyjnych: a) czujnik nr 2, b) czujnik nr 3



Rys. 6.23. Widok czujników indukcyjnych nr 1 i 4

#### 6.4.2. Opis przebiegu badań

Badanie przeprowadzono w Akredytowanym Laboratorium Konstrukcji Budowlanych Wydziału Budownictwa Lądowego i Wodnego Politechniki Wrocławskiej. Całkowity czas badania wyniósł ok. 5,5 h. Ostatecznie próbie trójpunktowego gięcia poddano 9 z 11 punktów.

Obciążenie w 1 punkcie przeprowadzono w czterech krokach: Pierwszy krok polegał na ugięciu belki do wartości równej ugięciu sprężystemu powiększonej o 5 mm (14.5 mm + 5 mm), następnie odciążano belkę i przystąpiono do kroku 2 – ugięcie sprężyste belki powiększone o 10 mm, krok trzeci polegał na ugięciu belki do wartości ugięcia sprężystego

powiększonego o 20 mm, krok czwarty – ugięcie do maksymalnej wartości 45 mm. Był to krok testowy w celu sprawdzenia czujników, działania tensometrów, światłowodów oraz usystematyzowaniu procedury. Uzyskano trwałe ugięcie – 5 mm. W punkcie 2 procedurę zmieniono w celu uzyskania trwałego wygięcia spełniającego wymogi zakładanej krzywizny. Gięcie w punkcie 2 przeprowadzono również w 3 krokach: pierwszy – ugięcie sprężyste + 5 mm, drugi krok – ugięcie sprężyste + 20 mm, trzeci krok – ugięcie sprężyste + 30 mm. Trwałe ugięcie belki wyniosło po 3 krokach 16 mm, w celu osiągnięcia wymaganego trwałego ugięcia w granicach 25 mm – w kolejnych krokach procedura została udoskonalona.

W 3 punkcie obciążenie przyłożono w dwóch krokach: w pierwszym obciążono element do momentu osiągnięcia ugięcie sprężystego zwiększonego o 5 mm, w drugim kroku obciążano belkę do momentu uzyskania ugięcia równego ok. 55 mm. Trwałe ugięcie po odciążeniu wyniosło 25 mm.

W kolejnych punktach od 4 do 9 obciążenie przykładano w jednym kroku uzyskując maksymalne ugięcie pod obciążeniem od 60 mm – 50 mm uzyskując trwałe ugięcia w zakresie 30 mm – 20 mm. Przebieg badań dla wszystkich punktów zestawiono w tablicy 6.5. Szczegółowe wyniki z czujników indukcyjnych i pomiarów tensometrycznych przedstawiono w rozdziale 6.4.3., z kolei szczegółowe wyniki z pomiarów przy użyciu światłowodowych czujników przedstawiono w rozdziale 6.4.4. Wybrane etapy z przebiegu badania przedstawiono na rys. 6.24.

Tab. 6.5. Zestawienie ugięć w poszczególnych krokach dla wszystkich punktów

<b>Punkt obciążenia</b>	<b>1 krok 1</b>	<b>1 krok 2</b>	<b>1 krok 3</b>	<b>1 krok 4</b>	<b>2 krok 1</b>	<b>2 krok 2</b>	<b>2 krok 3</b>	<b>3 krok 1</b>	<b>3 krok 2</b>	<b>4 krok 1</b>	<b>5 krok 1</b>	<b>6 krok 1</b>	<b>7 krok 1</b>	<b>8 krok 1</b>	<b>9 krok 1</b>
<b>Wartość ugięcia przy maksymalnym obciążeniu [mm]</b>	19,5	24,5	34,5	46,6	22,1	32,8	45,0	19,5	56,1	48,3	52,7	62,6	66,7	77,1	47,9
<b>Wartość trwałego ugięcia po odciążeniu [mm]</b>	1,5	3,1	6,6	13,5	2,25	7,2	16,5	1,3	25,5	19,5	26,4	31,4	39,5	38,0	16,7



a)



b)



c)



d)



e)



f)





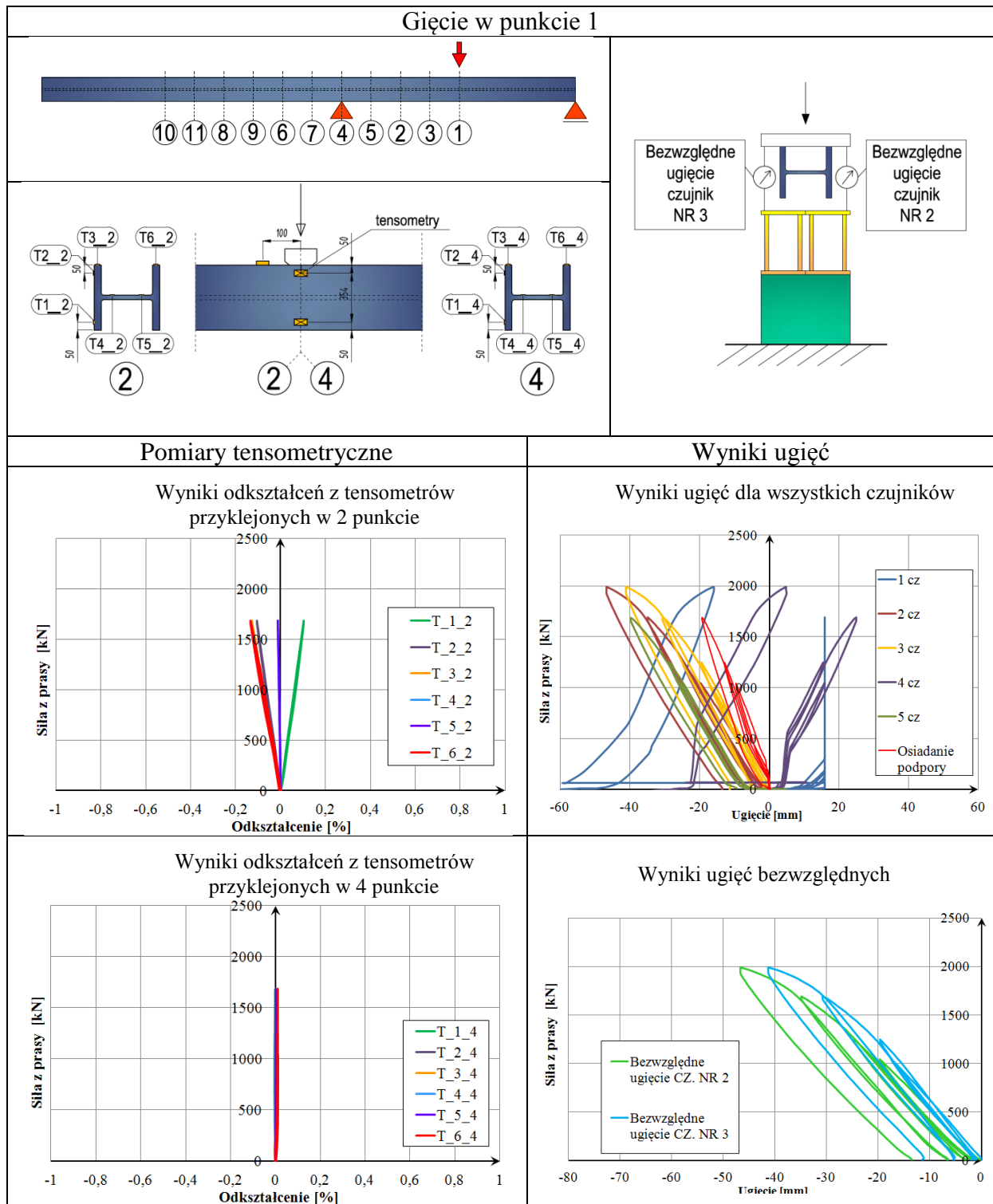
Rys. 6.24. Wybrane etapy badania: a) obciążanie punktu 1, b) obciążanie punktu 2, c) sposób przesuwania belki pomiędzy punktami, d) widok odpadającej wzgorzeliny pod wpływem obciążania elementu, e) obciążanie punktu 4, f) obciążanie punktu 5, g) obciążanie punktu 6, f) obciążanie punktu 6 - perspektywa, g) obciążanie punktu 8, h) widok elementu po gięciu w 9 punktach - perspektywa, i) widok boczny elementu po gięciu w 9 punktach

### 6.4.3. Wyniki z czujników indukcyjnych oraz pomiarów tensometrycznych

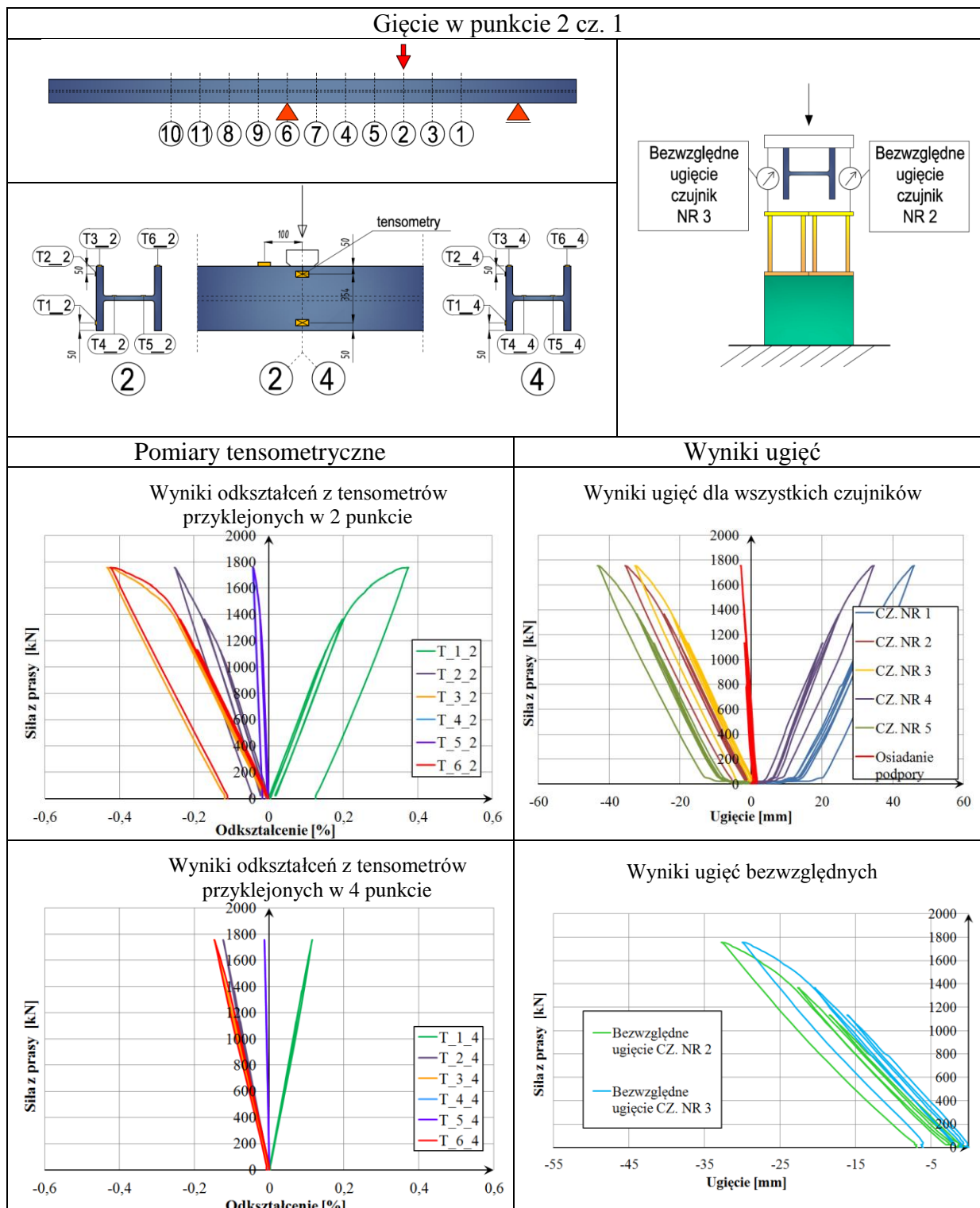
W tablicach od 6.6 do 6.15 przedstawiono wyniki badań z czujników indukcyjnych oraz pomiarów odkształceń przy użyciu tensometrycznych czujników elektrooporowych. Każda tabela przedstawia zestawienie dla jednego punktu z podaniem przemieszczeń ze wszystkich czujników oraz wartości bezwzględnego ugięcia badanego przekroju. Określenie bezwzględnych wartości ugięcia było konieczne z uwagi na specyfikę pracy prasy wytrzymałościowej oraz ewentualnej podatności podpory. Należy podkreślić, że każdy z pasów uzyskiwał różne wartości trwałych ugięć – może to wynikać z ich różnych grubości.



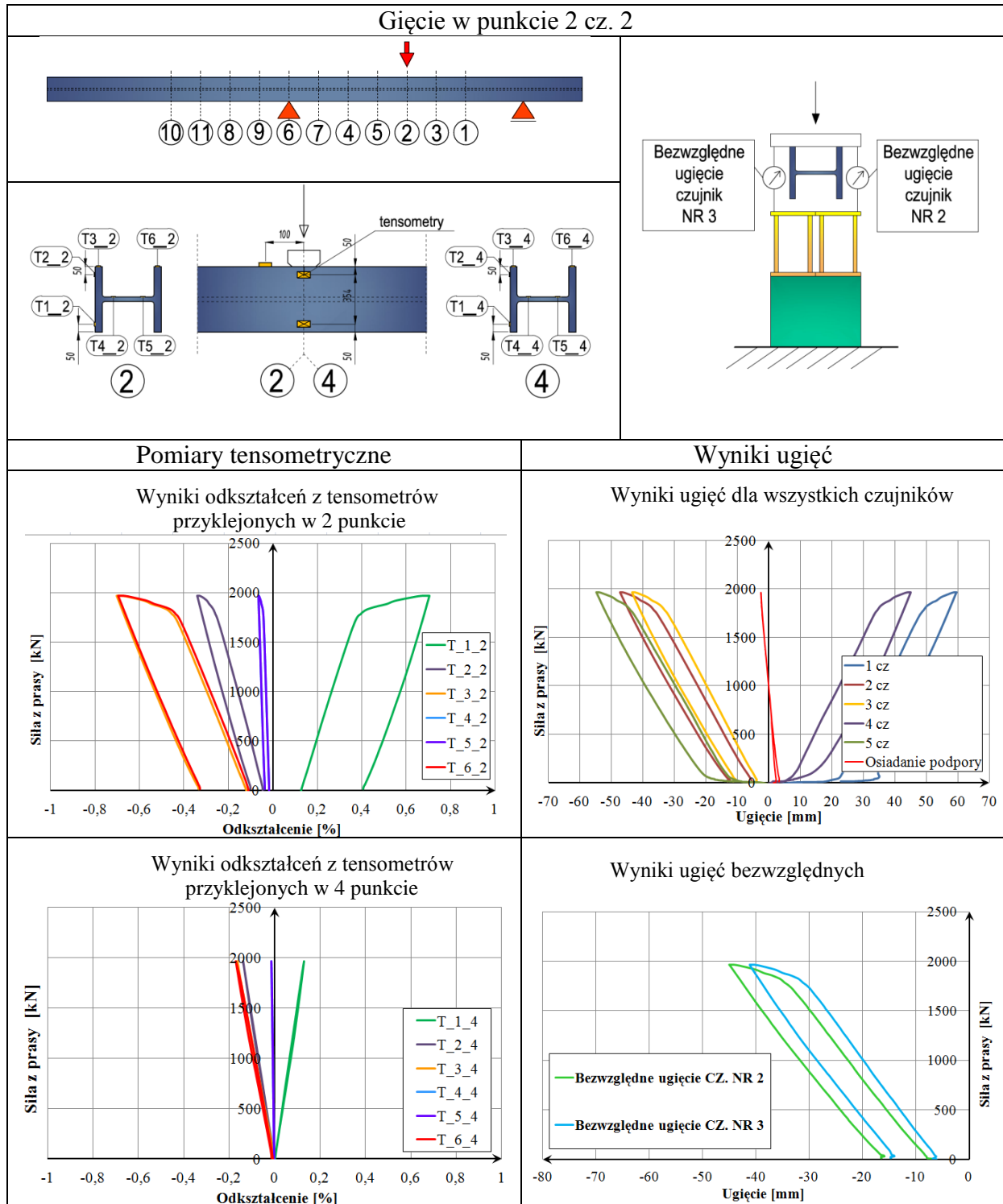
Tab. 6.6. Zestawienie wyników pomiarów ugięć oraz odkształceń dla gięcia na zimno w 1 punkcie



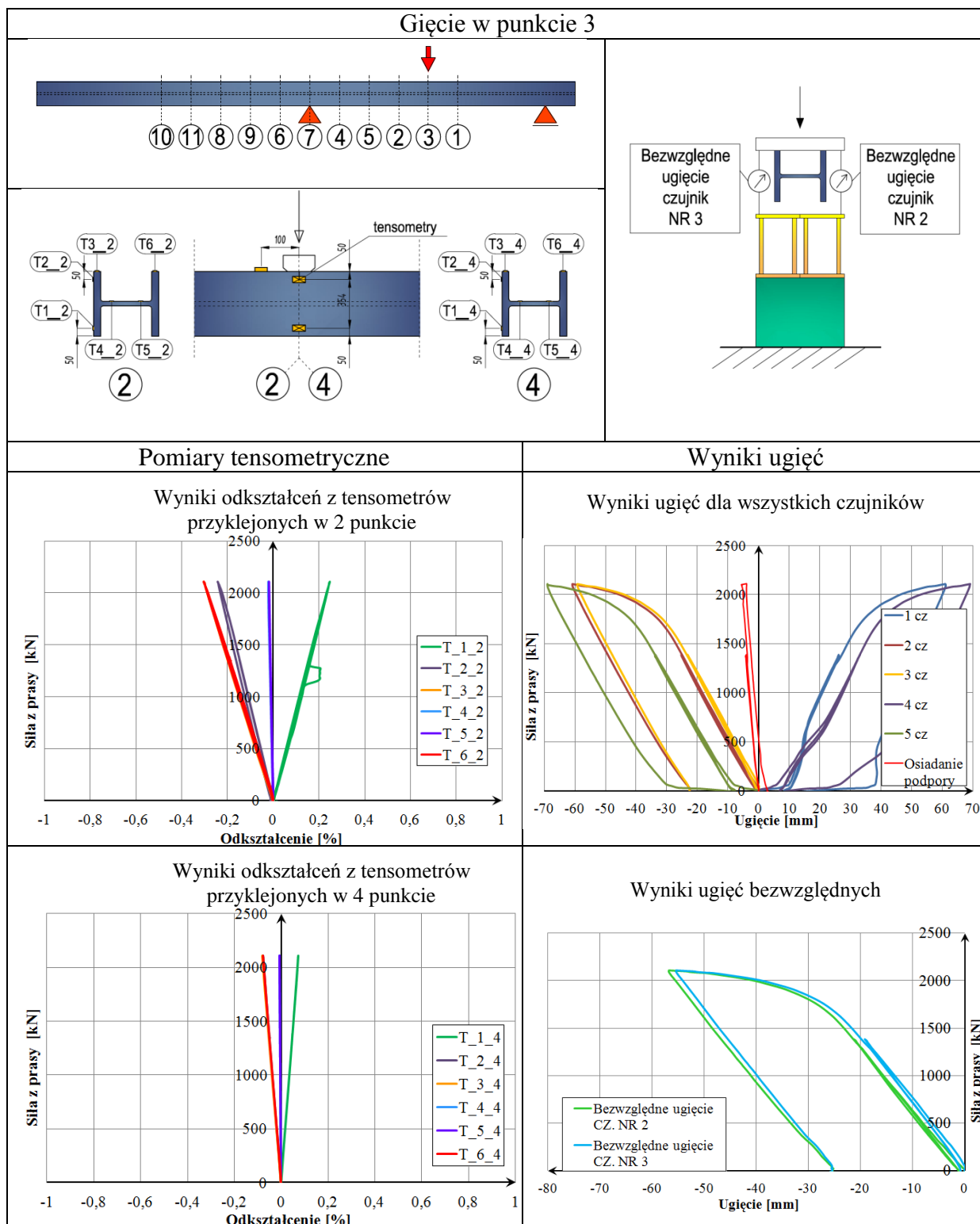
Tab. 6.7. Zestawienie wyników pomiarów ugięć oraz odkształceń dla gięcia na zimno w 2 punkcie – pierwsza część obciążania



Tab. 6.8. Zestawienie wyników pomiarów ugięć oraz odkształceń dla gięcia na zimno w 2 punkcie – druga część obciążania

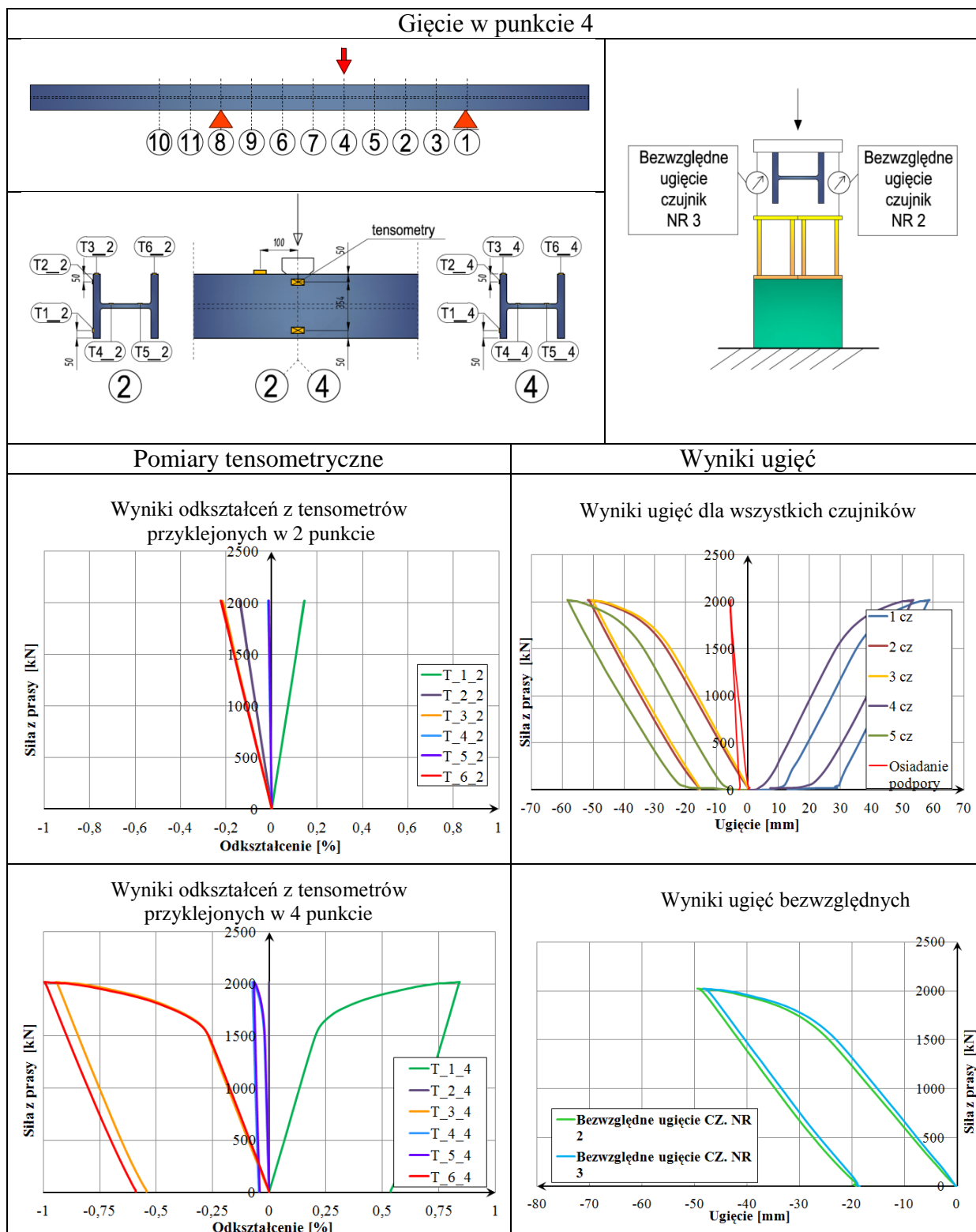


Tab. 6.9. Zestawienie wyników pomiarów ugięć oraz odkształceń dla gięcia na zimno w 3 punkcie

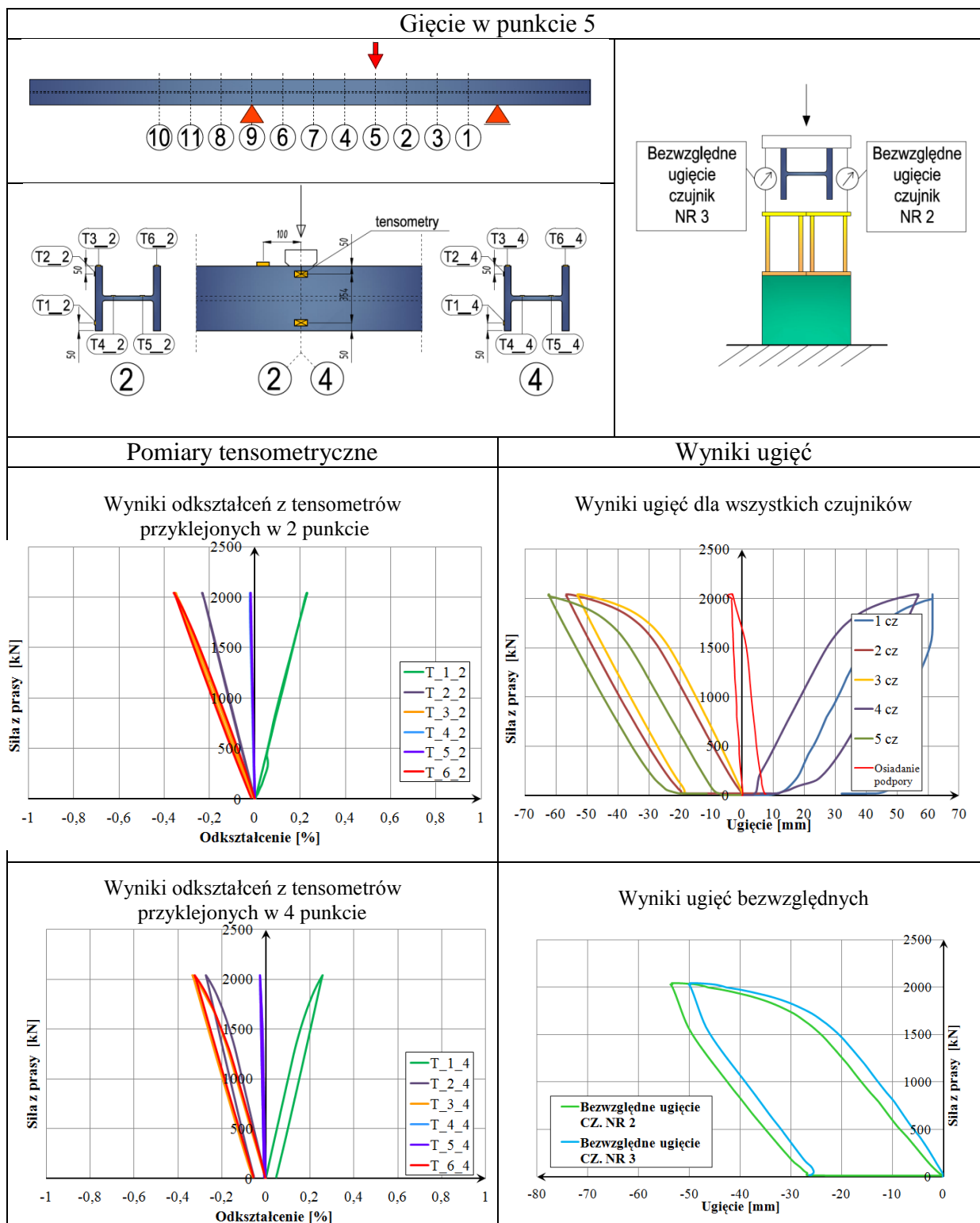




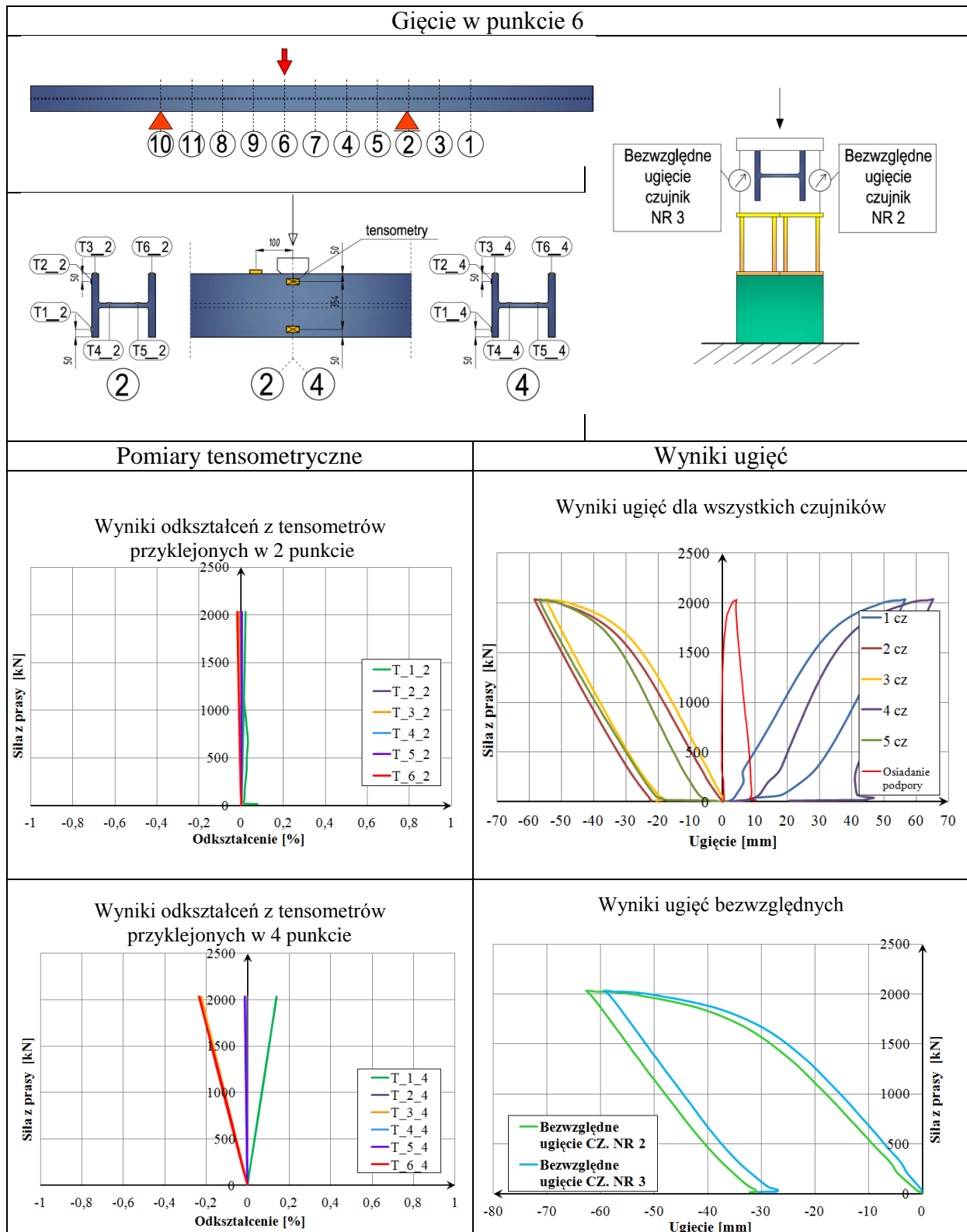
Tab. 6.10. Zestawienie wyników pomiarów ugięć oraz odkształceń dla gięcia na zimno w 4 punkcie



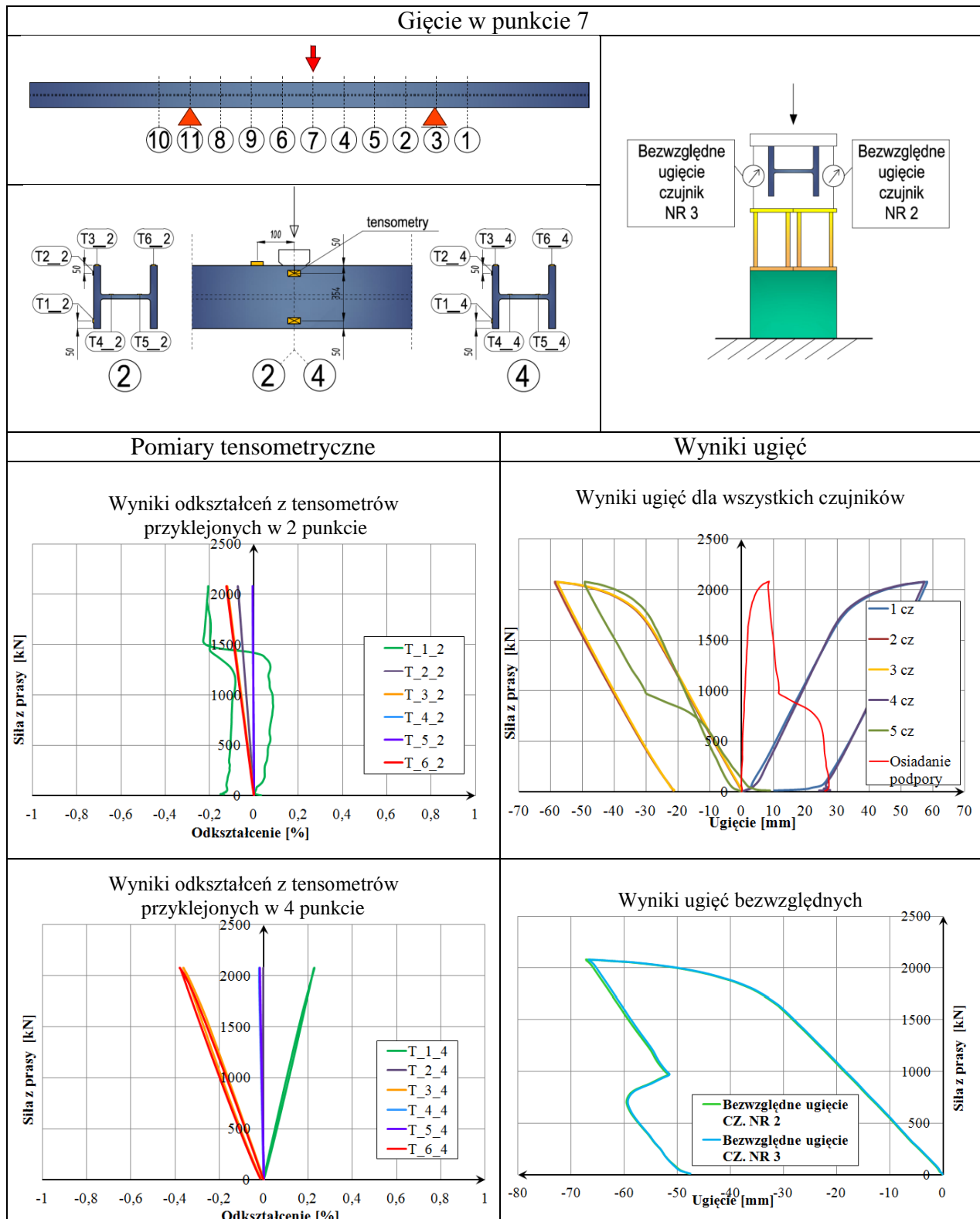
Tab. 6.11. Zestawienie wyników pomiarów ugięć oraz odkształceń dla gięcia na zimno w 5 punkcie



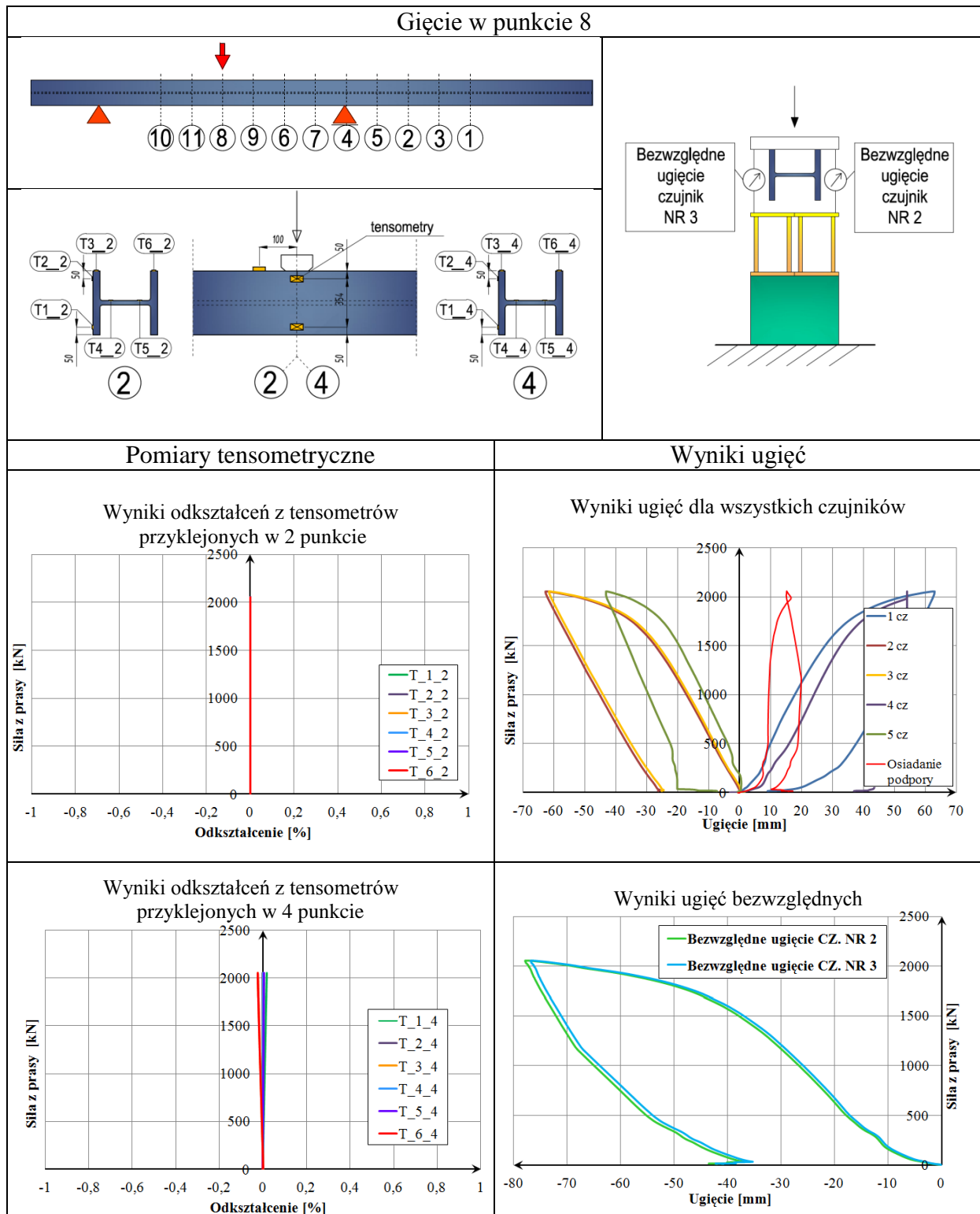
Tab. 6.12. Zestawienie wyników pomiarów ugięć oraz odkształceń dla gięcia na zimno w 6 punkcie



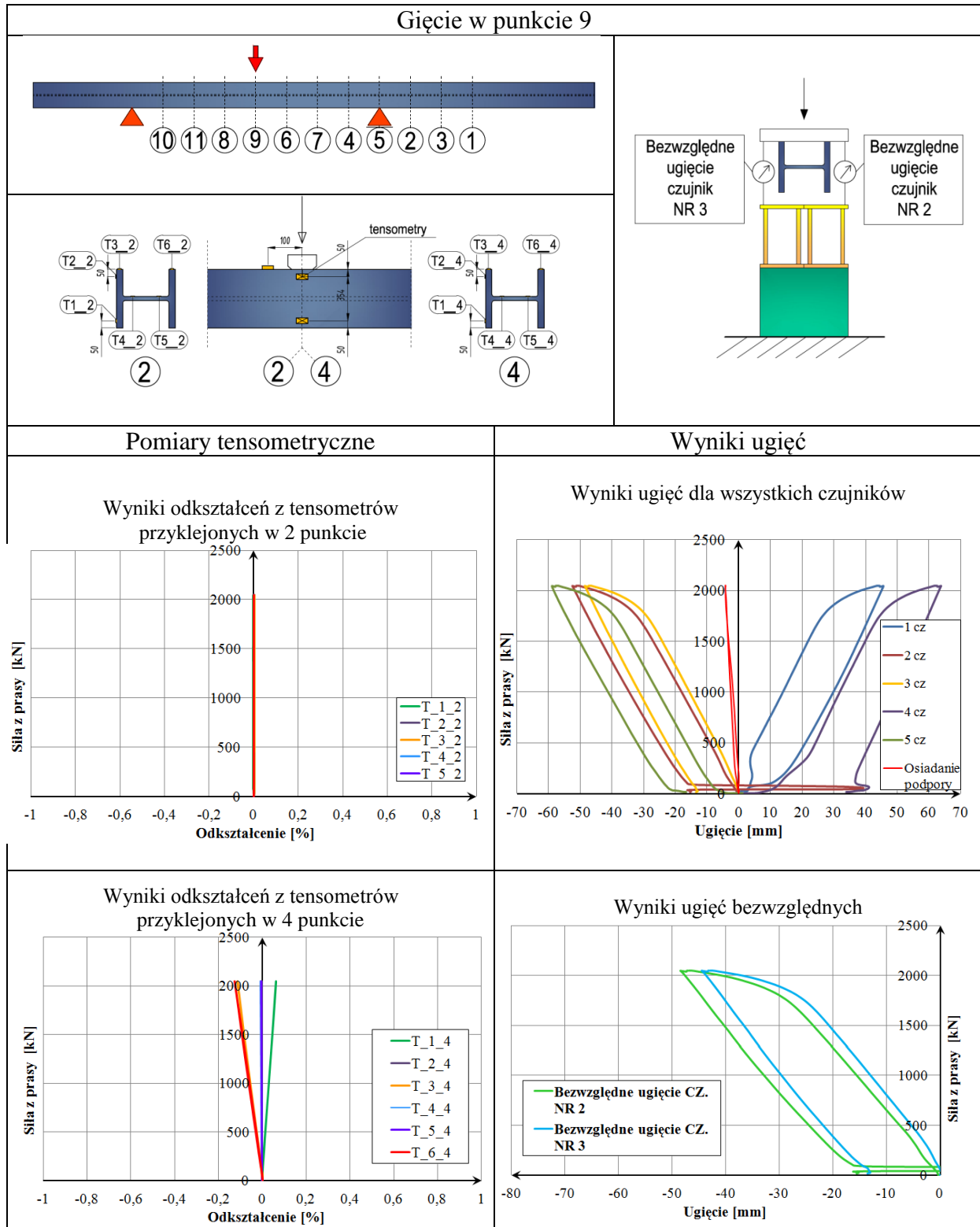
Tab. 6.13. Zestawienie wyników pomiarów ugięć oraz odkształceń dla gięcia na zimno w 7 punkcie



Tab. 6.14. Zestawienie wyników pomiarów ugięć oraz odkształceń dla gięcia na zimno w 8 punkcie



Tab. 6.15. Zestawienie wyników pomiarów ugięć oraz odkształceń dla gięcia na zimno w 9 punkcie





#### **6.4.4. Wyniki z czujników światłowodowych**

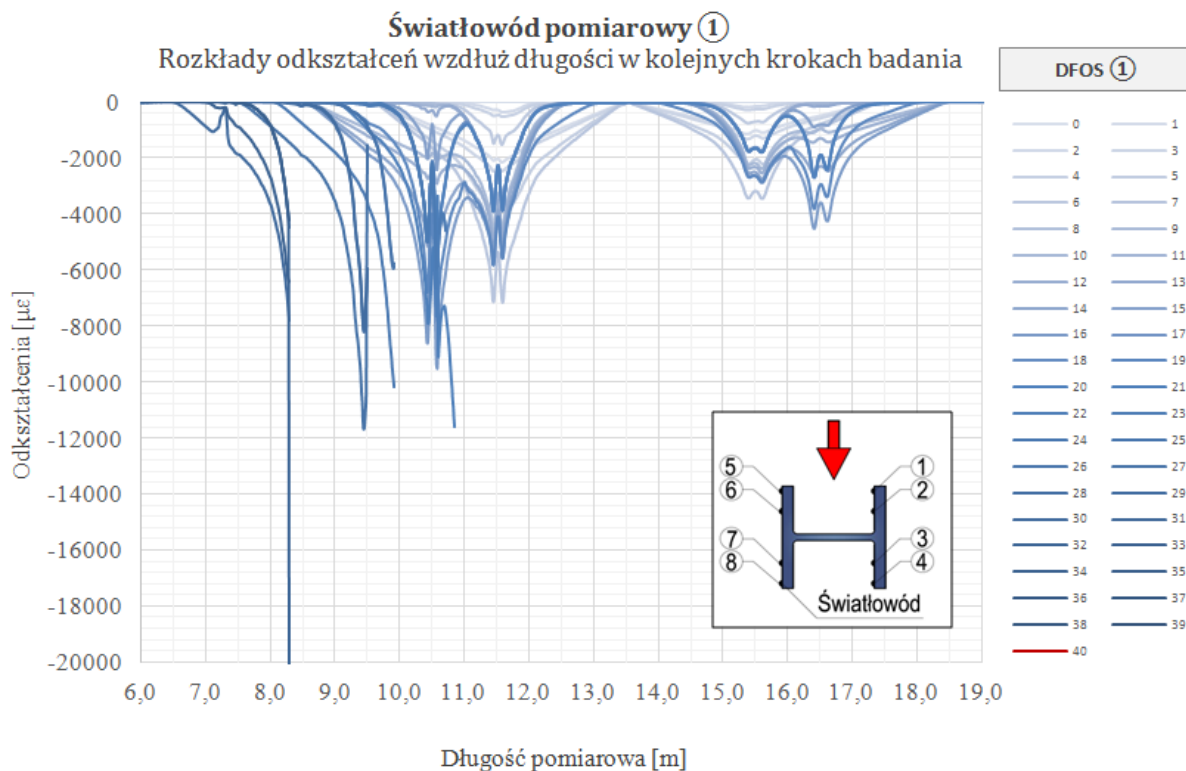
Na rysunkach od 6.25 do 6.44 przedstawiono wyniki badań z czujników światłowodowych.

Wyniki przedstawiono na wykresach, na których odkształcenie podano w jednostce  $\mu\epsilon$  w odniesieniu do całej długości pomiarowej światłowodu. Wyniki uzupełniono również o wykresy z przyrostem odkształceń w czasie badania. Należy podkreślić, że podczas badań część czujników uległa zniszczeniu. Były to czujniki znajdujące się w części ściskanej przekroju – o numerach 1 i 5. Włókna światłowodu ulegały lokalnemu wybaczaniu powodując przerwanie sygnału, przez co konieczne było wykonywanie z obu stron pętli światłowodu. Numeracja i rozmieszczenie światłowodów zostało już przedstawione na rys. 6.17 oraz 6.18.

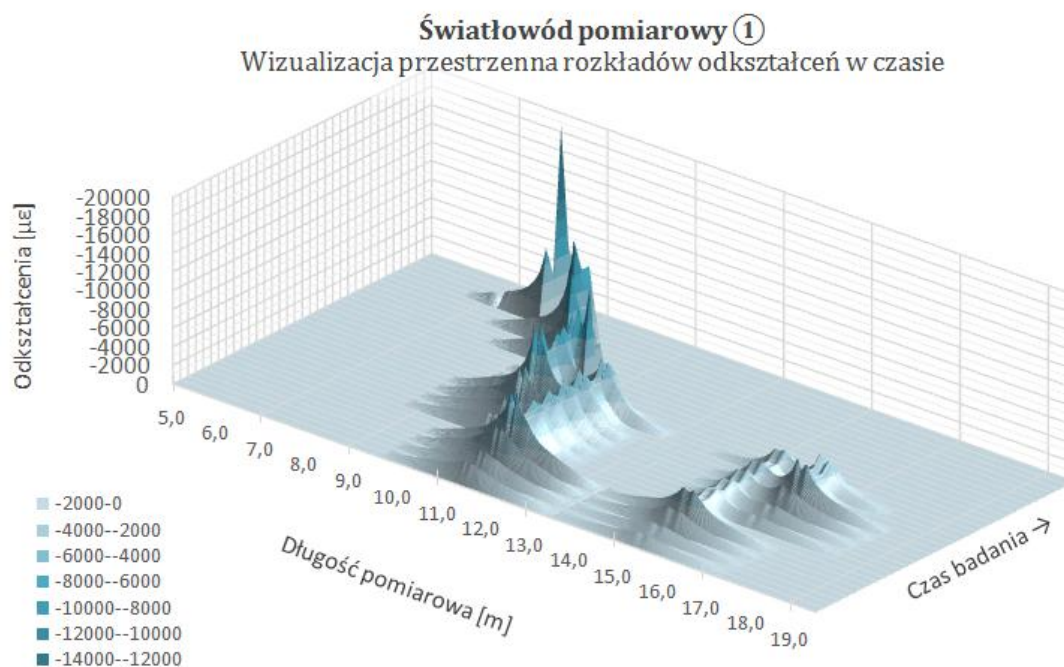
Wyjaśnienia wymaga również pojęcie długości pomiarowej, która stanowi długość wiązki światłowodu prowadzonej po całym elemencie. Wiązka biegnie od urządzenia pomiarowego do końca elementu, tam poprzez pętlę wraca do urządzenia pomiarowego. Wiązka światłowodu po rozwinięciu daje podwójną długość elementu powiększoną o odległość odcinka światłowodu pomiędzy urządzeniem pomiarowym a elementem. W sytuacji kiedy wiązka nie ulegnie przerwaniu pomiary można odczytywać poprzez wysłanie sygnału z jednej strony pętli, z kolei dla przerwanej wiązki sygnał wysyłany jest z obu stron wiązki jednocześnie.

W analizowanym badaniu długość belki wynosiła 9 m, odcinek od elementu do urządzenia pomiarowego 4 m z czego wynika całkowita długość pomiarowa równa  $2 \times 9 \text{ m} + 2 \times 4 \text{ m} = 24 \text{ m}$ . Pętla na wiązce światłowody znajdowała się na ok 13 m długości pomiarowej.

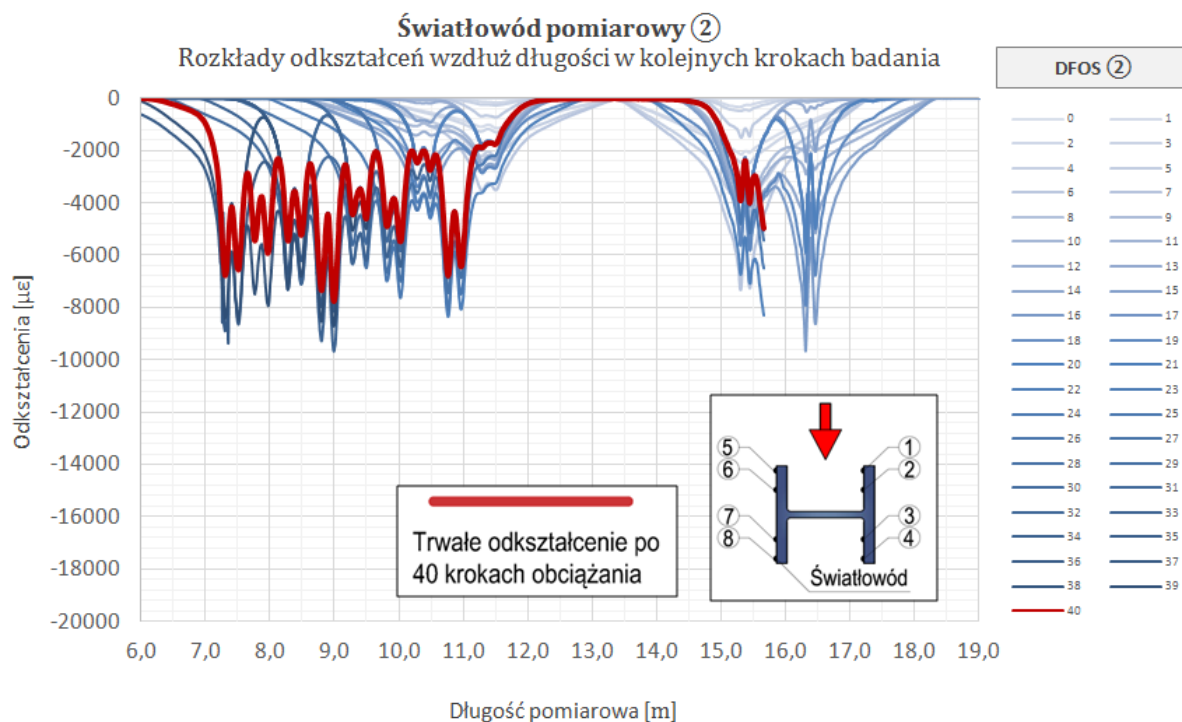
Trójwymiarowe wykresy przedstawiające zależność odkształcenia na długości pomiarowej w czasie trwania badania, pozwalają zaobserwować przyrost odkształceń na całej długości elementu w czasie badania. Wykresy pozwalają również zaobserwować przeprowadzenie kolejności gięcia punktów (od punktu 1 do 2 i następnie powrót do punktu 3 itd. wg rysunku 6.11).



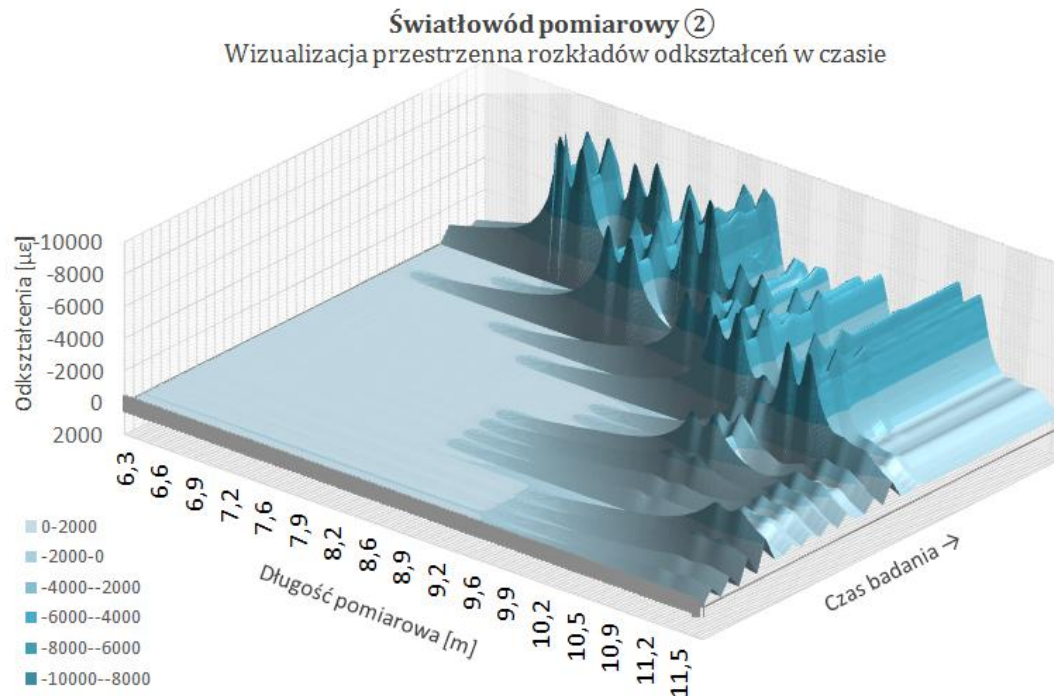
Rys. 6.25. Rozkłady odkształceń wzdłuż długości pomiarowej od 6 m do 19 m dla światłowodu o nr 1 w kolejnych krokach badania



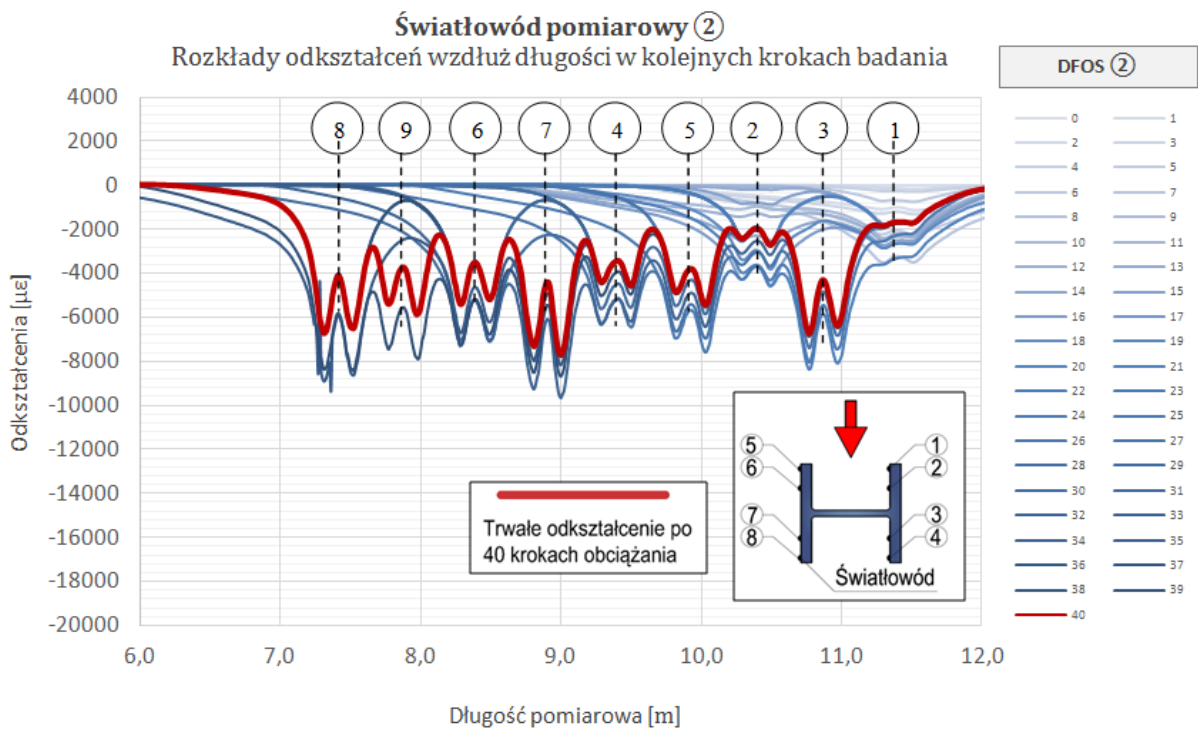
Rys. 6. 26. Wizualizacja przestrzenna rozkładów odkształceń w czasie dla długości pomiarowej od 5,0 m do 19 m dla światłowodu o nr 1



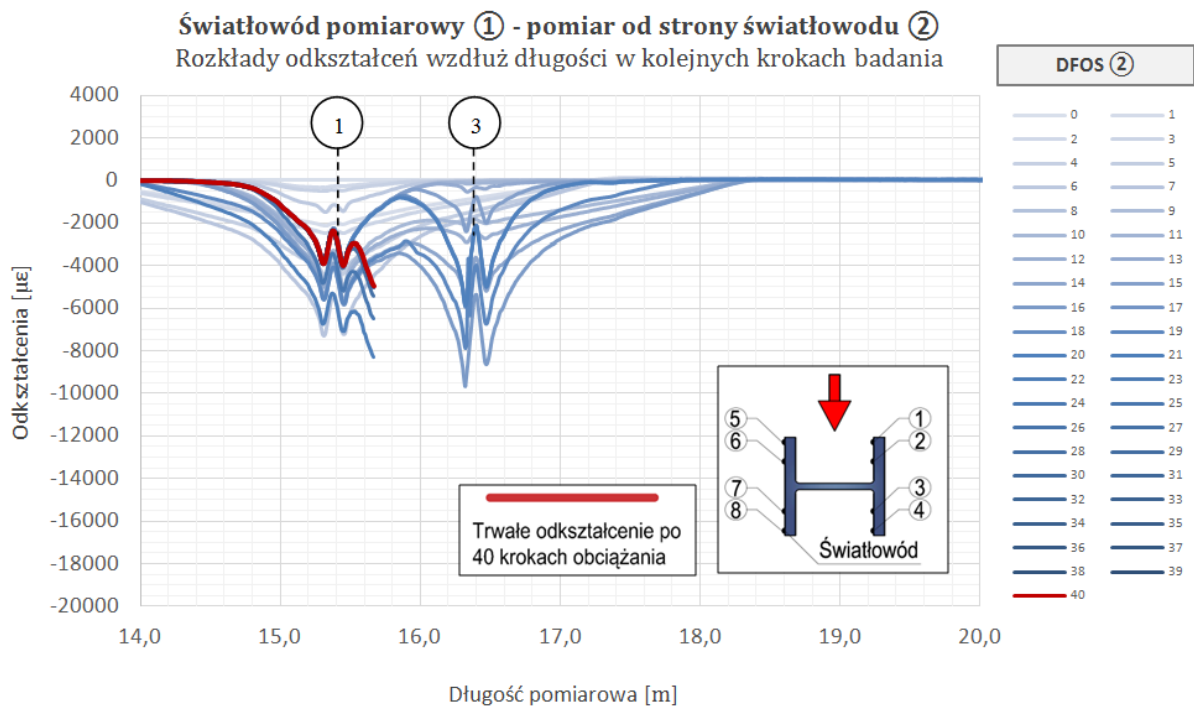
Rys. 6. 27. Rozkłady odkształceń wzdłuż długości pomiarowej od 4 m do 19 m dla światłowodu o nr 2 w kolejnych krokach badania



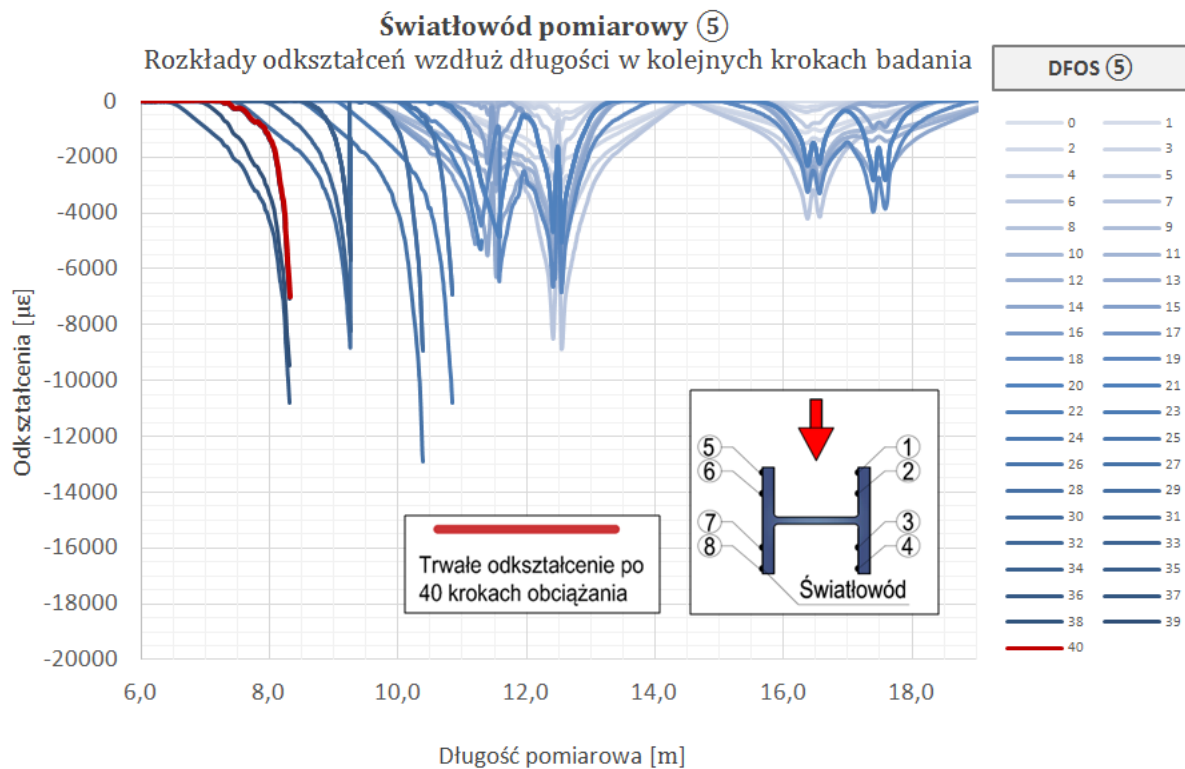
Rys. 6. 28. Rozkłady odkształceń wzdłuż długości pomiarowej od 6 m do 12 m dla światłowodu o nr 2.



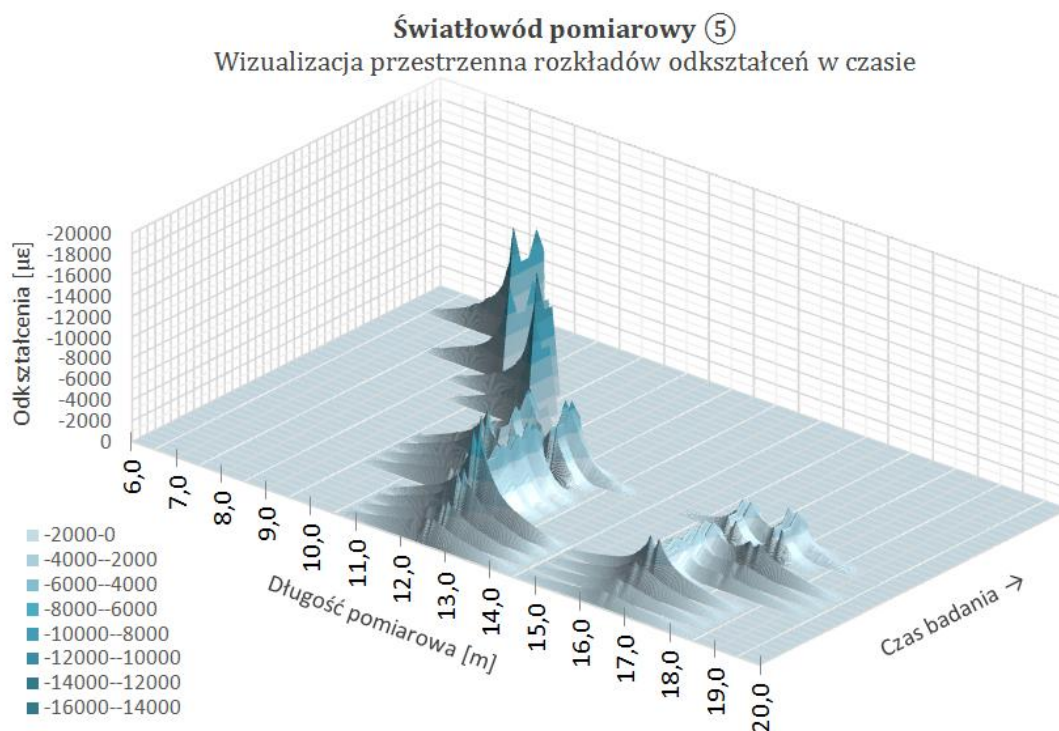
Rys. 6. 29. Rozkłady odkształceń wzdłuż długości pomiarowej od 6 m do 12 m dla światłowodu o nr 2



Rys. 6. 30. Rozkłady odkształceń wzdłuż długości pomiarowej od 6 m do 12 m dla światłowodu o nr 1 – pomiar od strony światłowodu nr 2

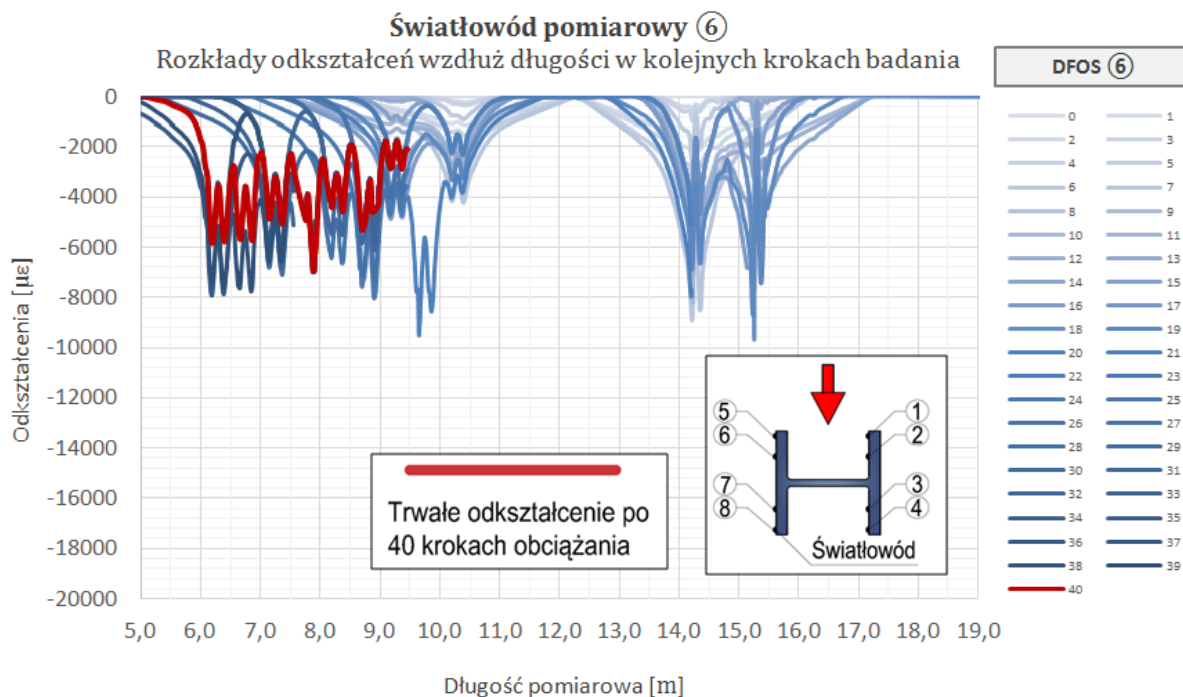


Rys. 6. 31. Rozkłady odkształceń wzdłuż długości pomiarowej od 4 m do 19 m dla światłowodu o nr 5 w kolejnych krokach badania

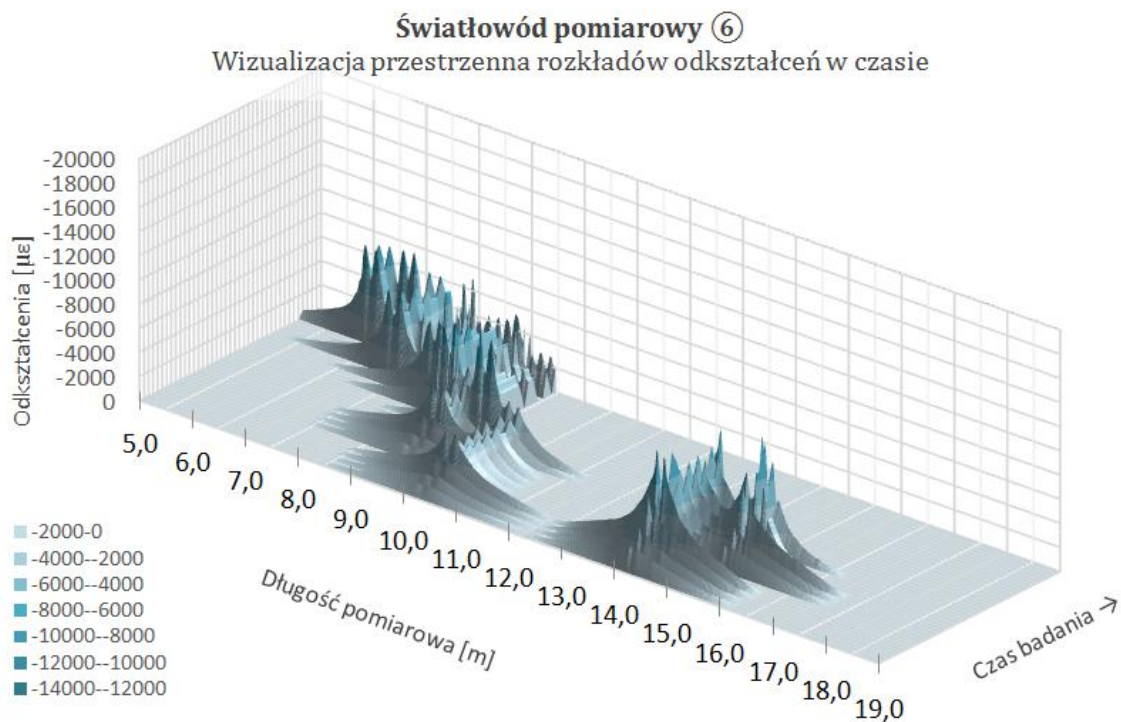


Rys. 6. 32. Wizualizacja przestrzenna rozkładów odkształceń w czasie dla długości pomiarowej od 6,0 m do 20 m dla światłowodu o nr 5



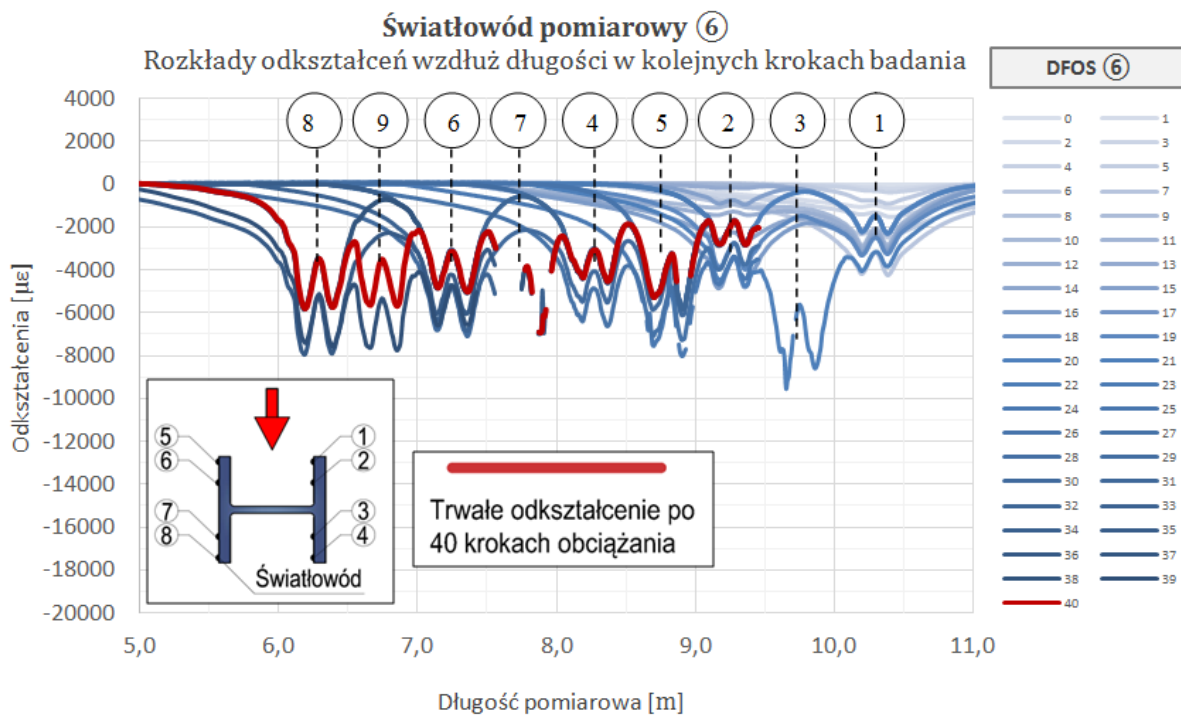


Rys. 6. 33. Rozkłady odkształceń wzdłuż długości pomiarowej od 5 m do 19 m dla światłowodu o nr 6 w kolejnych krokach badania

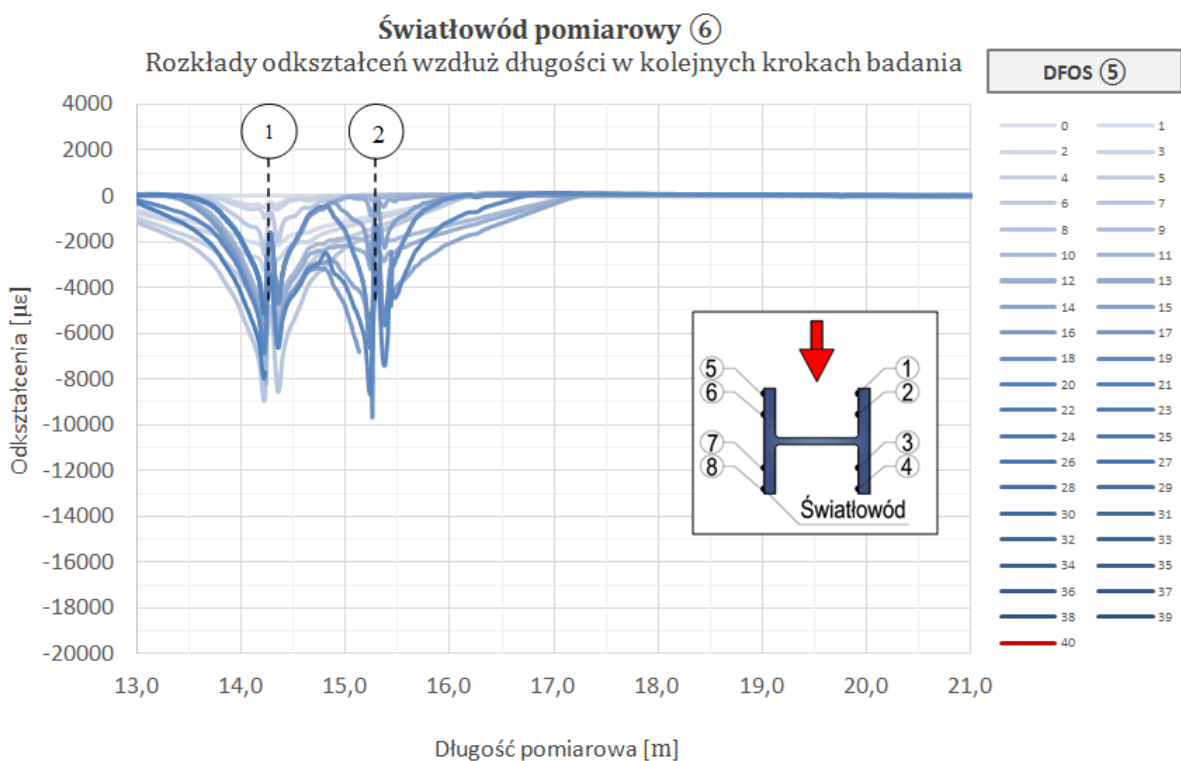


Rys. 6.34. Wizualizacja przestrzenna rozkładów odkształceń w czasie dla długości pomiarowej od 5,0 m do 19 m dla światłowodu o nr 6

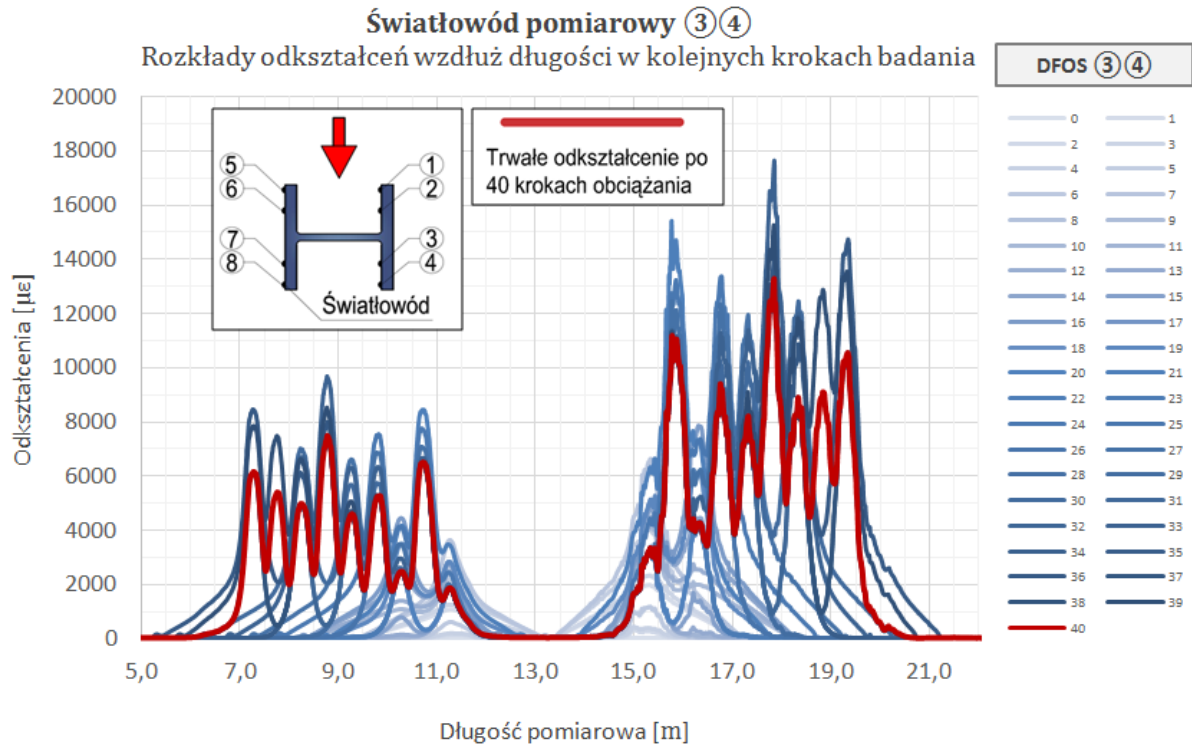




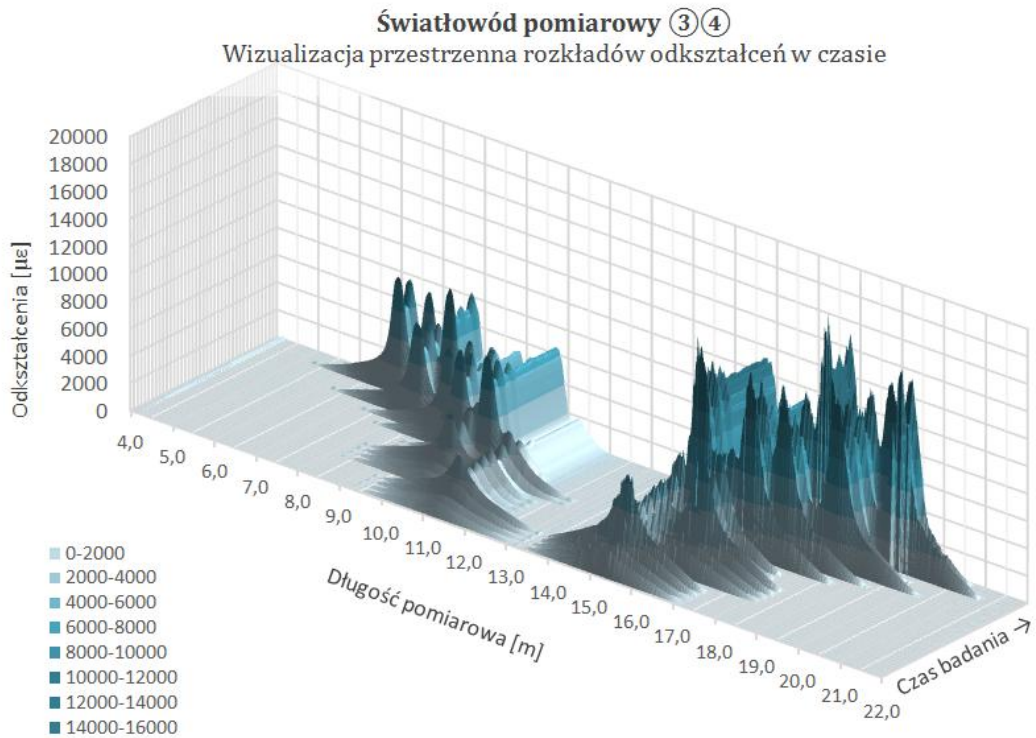
Rys. 6. 35. Rozkłady odkształceń wzdłuż długości pomiarowej od 5 m do 11 m dla światłowodu o nr 6



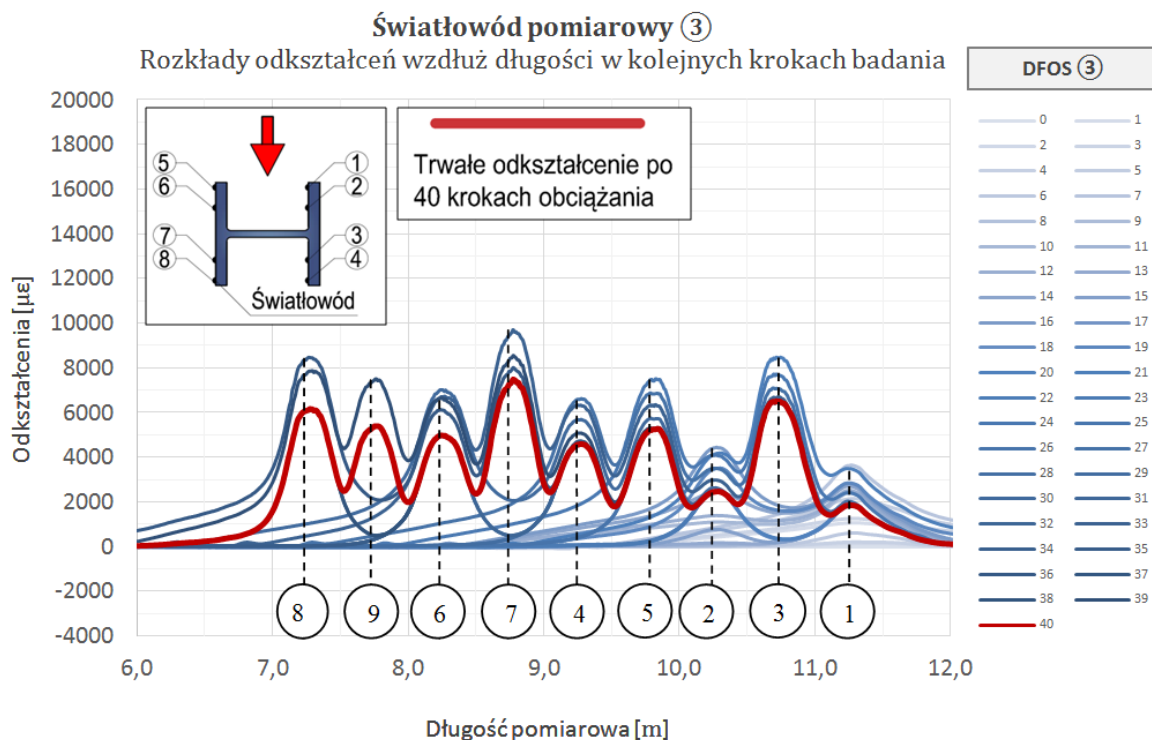
Rys. 6. 36. Rozkłady odkształceń wzdłuż długości pomiarowej od 13 m do 21 m dla światłowodu o nr 6



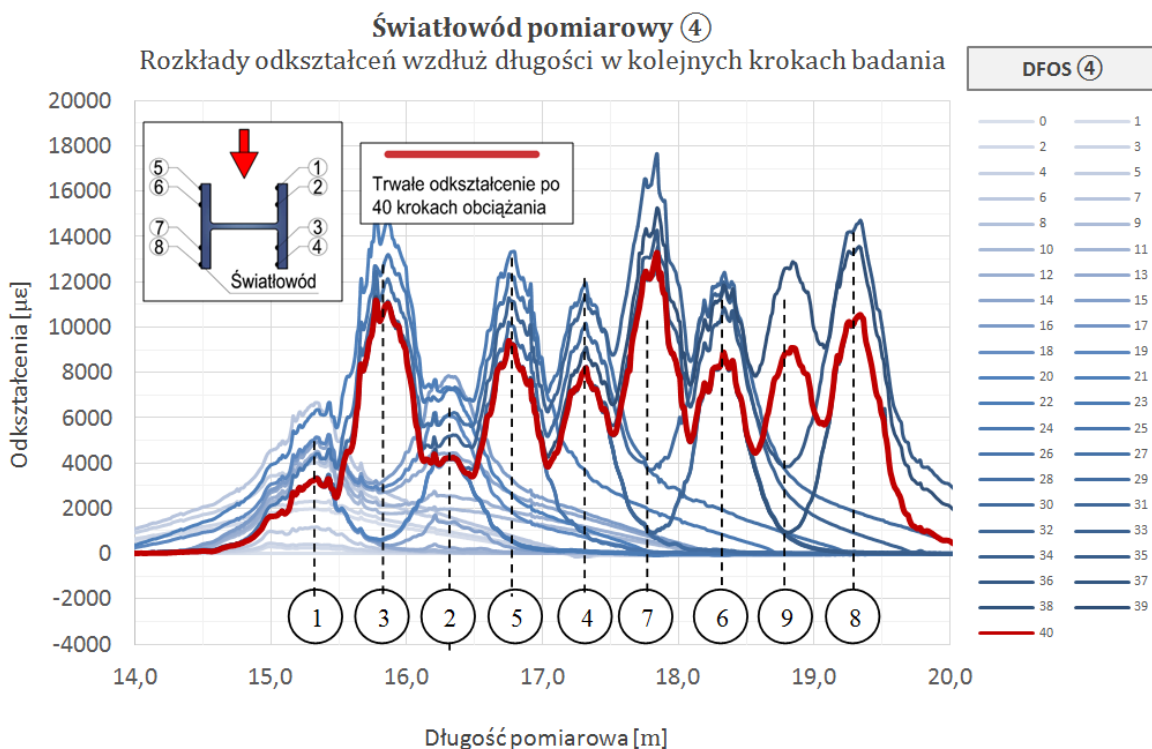
Rys. 6. 37. Rozkłady odkształceń wzdłuż długości pomiarowej od 5 m do 22 m dla światłowodów o nr 3 i 4 w kolejnych krokach badania



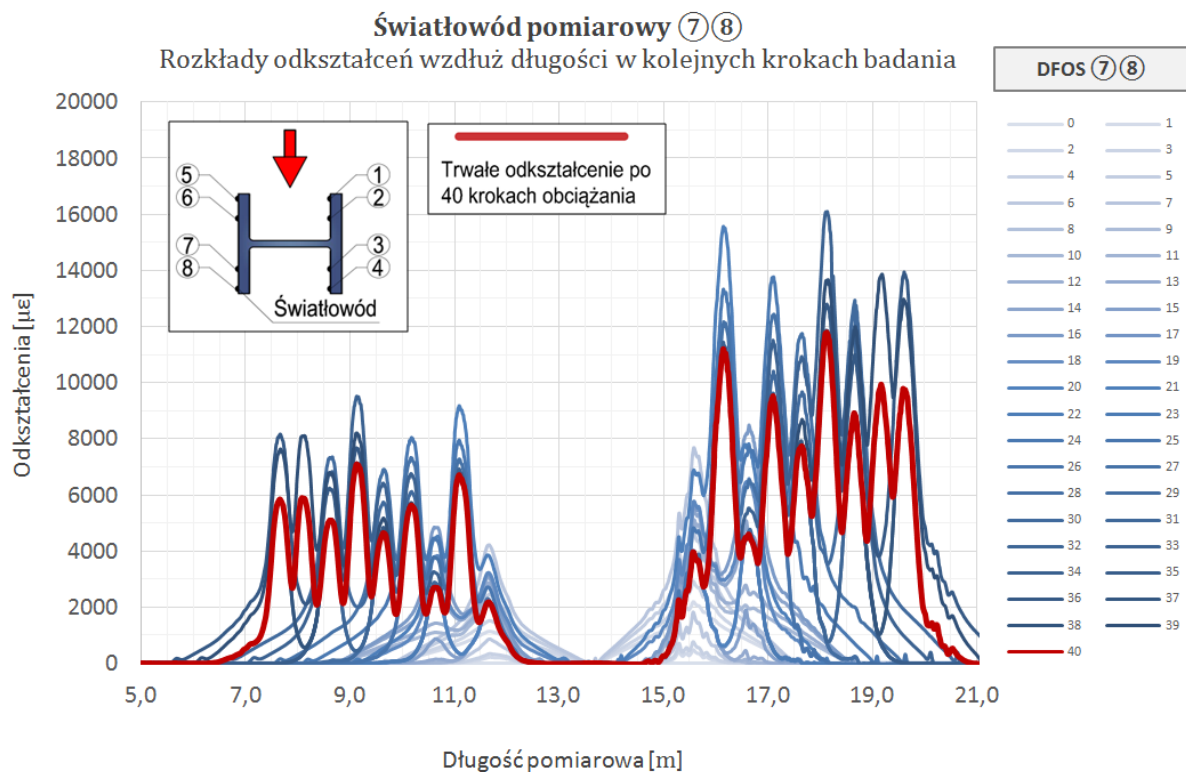
Rys. 6. 38. Wizualizacja przestrzenna rozkładów odkształceń w czasie dla długości pomiarowej od 4 m do 22 m dla światłowodów o nr 3 i 4



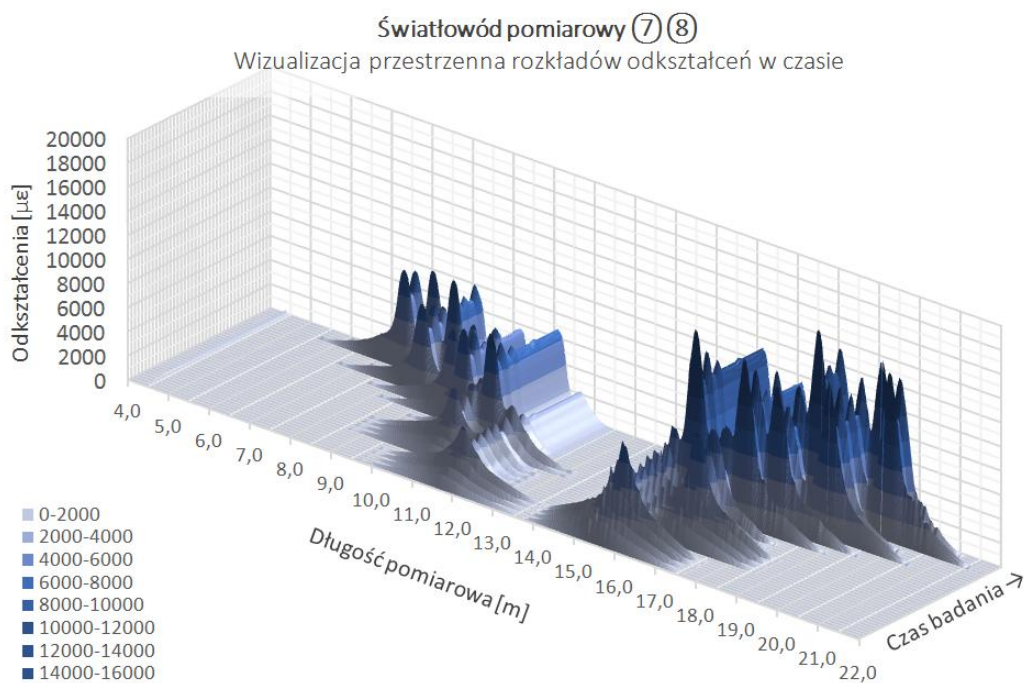
Rys. 6. 39. Rozkłady odkształceń wzdłuż długości pomiarowej od 6 m do 12 m dla światłowodu o nr 3



Rys. 6. 40. Rozkłady odkształceń wzdłuż długości pomiarowej od 14 m do 20 m dla światłowodu o nr 4

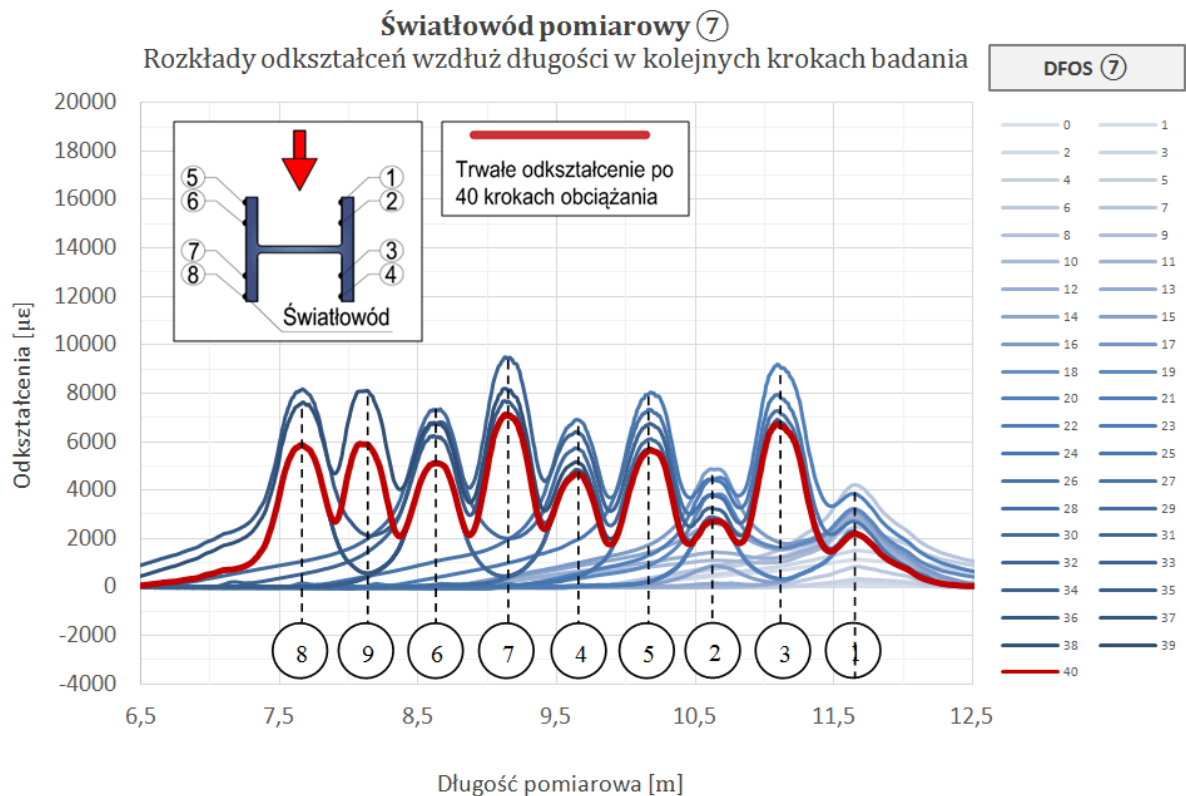


Rys. 6.41. Rozkłady odkształceń wzdłuż długości pomiarowej od 5 m do 22 m dla światłowodów o nr 7 i 8 w kolejnych krokach badania

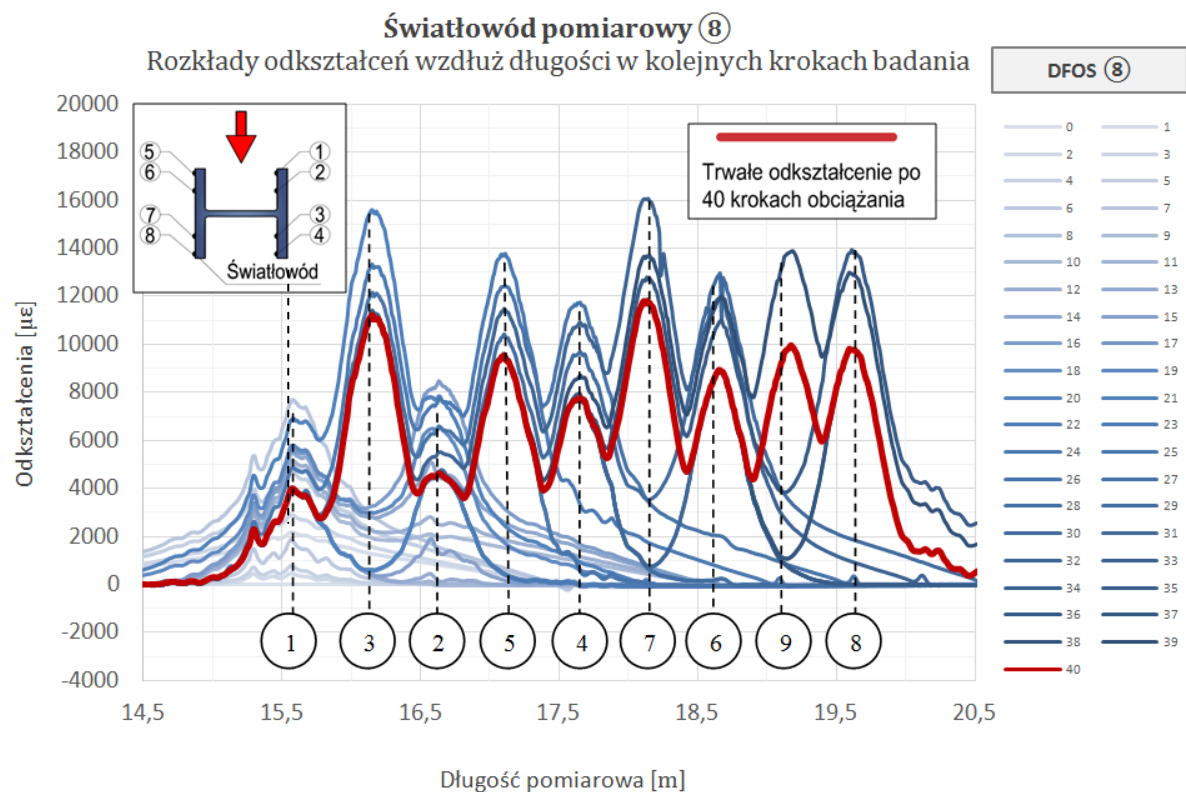


Rys. 6.42. Wizualizacja przestrzenna rozkładów odkształceń w czasie dla długości pomiarowej od 4 m do 22 m dla światłowodów o nr 7 i 8





Rys. 6. 43. Rozkłady odkształceń wzdłuż długości pomiarowej od 6.5 m do 12.5 m dla światłowodu o nr 7



Rys. 6. 44. Rozkłady odkształceń wzdłuż długości pomiarowej od 14m do 21m dla światłowodu o nr 8

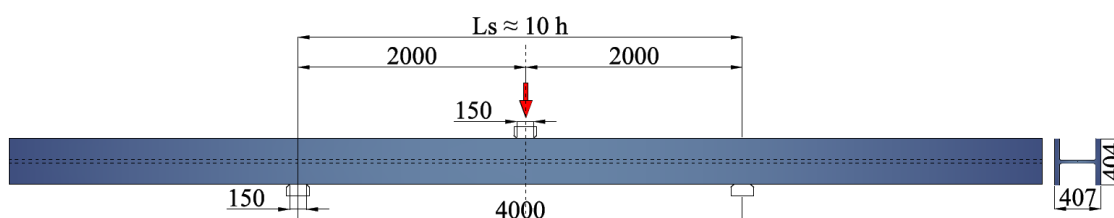
## 6.5. Analizy numeryczne

W celu analizy złożonej pracy elementu podczas obciążania i odciążania przeprowadzono symulację przeprowadzonego doświadczenia wykorzystując metodę elementów skończonych (MES). Analizy numeryczne wykonano w programie *Abaqus* 6.14-2. Program ten umożliwia wykonanie analiz z wykorzystaniem nieliniowości geometrycznych i materiałowych oraz stopniowe obciążanie i odciążanie analizowanego elementu.

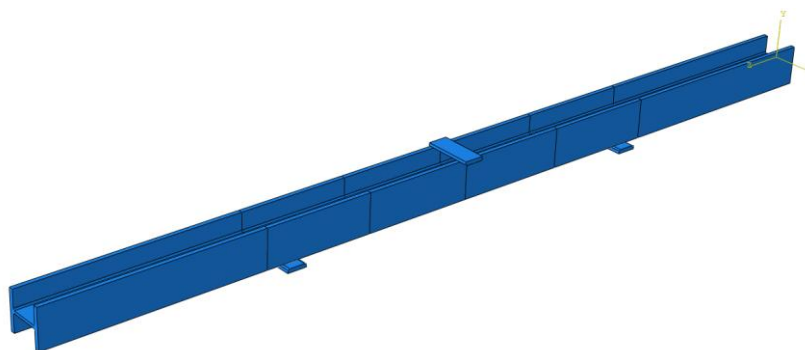
### 6.5.1. Opis modelu

#### Model geometryczny

Zbudowano przestrzenny model geometryczny belki UC356x406x340 z dokładnym odwzorowaniem schematu statycznego użytego w badaniach. Zastosowany rozstaw i szerokość podpór przedstawiono na rysunku 6.45., z kolei na rysunku 6.46. przedstawiono widok modelu geometrycznego. Wymiary przekroju poprzecznego przyjęto jako nominalne wymiary katalogowe dla tego przekroju. Model zbudowano z elementów objętościowych typu SOLID. Kontakt pomiędzy belką a podporami i elementem nadającym przemieszczenie zamodelowano ze współczynnikiem tarcia równym 0,3, na podstawie [62].



Rys. 6.45. Schemat modelu numerycznego



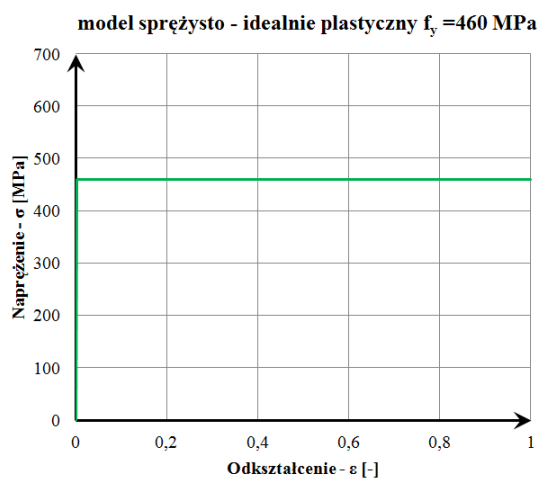
Rys. 6.46. Model geometryczny belki



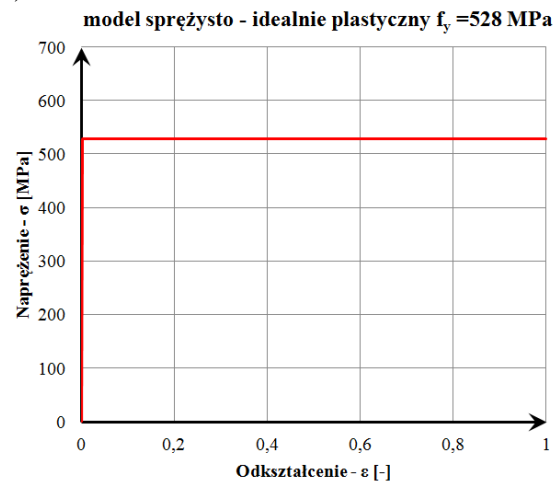
## Material

Podczas analiz zastosowano cztery różne modele materiałowe, w celu przedstawienia ścieżki kalibracji modelu numerycznego oraz wpływu zastosowanego modelu materiału na uzyskane wyniki. W programie *Abaqus* zaimplementowano: model sprężysto-idealnie-plastyczny z granicą plastyczności równą 460 MPa (nominalna granica plastyczności dla stali S460M), model sprężysto-idealnie-plastyczny z granicą plastyczności równą 528 MPa (umowna granica plastyczności uzyskana z badań), model oparty na krzywej inżynierskiej rozciągania stali uzyskanej z badań oraz krzywa *true stress-strain* (rzeczywista krzywa rozciągania stali uzyskana z przekształcenia krzywej inżynierskiej). Wykresy dla modeli materiałowych przedstawiono na rys. 6.47.

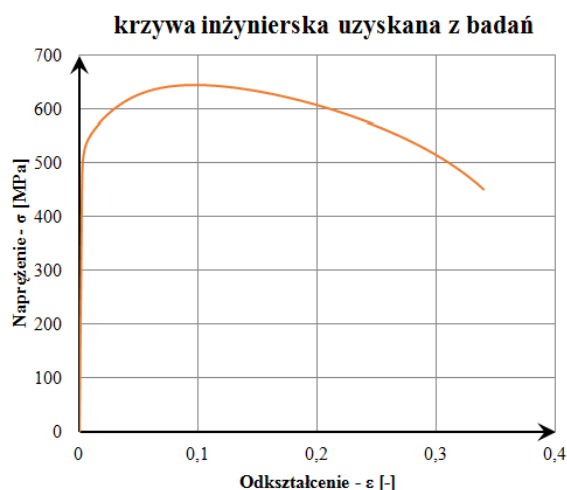
a) Model M-1



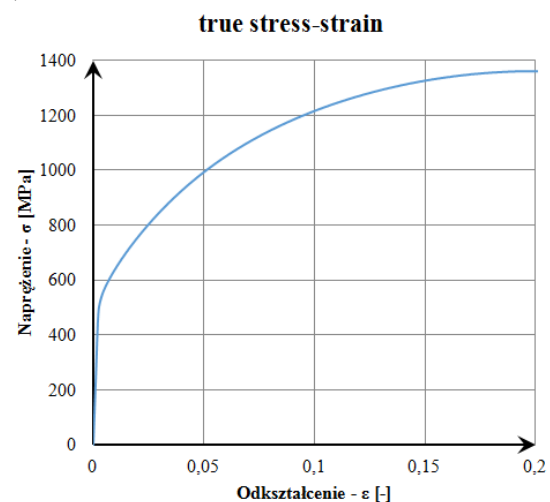
b) Model M-2



c) Model M-3



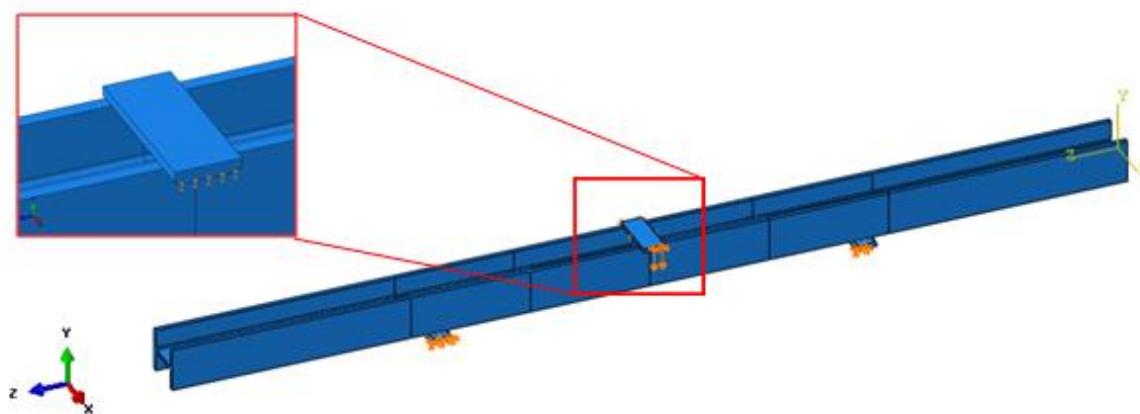
d) Model M-4



Rys. 6.47. Krzywe materiałowe  $\sigma$ - $\epsilon$  zastosowane w analizach numerycznych: a) model sprężysto-idealnie-plastyczny  $f_y = 460$  MPa, b) model sprężysto-idealnie-plastyczny  $f_y = 528$  MPa, c) krzywa inżynierska, d) rzeczywista krzywa rozciągania stali

## Obciążenie

Obciążenie punktowe, jakie występowało w badanie doświadczalnym przekazywano poprzez środkową blachę nadając jej wymuszone przemieszczenie. Analizowano sytuację przy maksymalnym wymuszonym przemieszczeniu oraz po odciążeniu elementu. W modelu występowały trzy kroki obliczeniowe (*Steps*). Krok pierwszy – *Initial*, krok drugi (*Step 2 – loading*), w którym symulowano nacisk na belkę, krok trzeci (*step 3 – unloading*), w którym odciążano belkę.



Rys. 6.48. Obciążenie modelu

## Dyskretyzacja modelu

Na model geometryczny nałożono siatkę elementów skończonych typu HEX-dominated. Do obliczeń przyjęto elementy o zredukowanym całkowaniu C3D8R. Przeprowadzono analizę wpływu rozmiaru elementu skończonego na uzyskane wyniki. Rozważono elementy o wymiarach siatki  $e$  równych 5, 10, 20, 25, 30 mm. Uzyskane różnice w wartościach maksymalnego ugięcia elementu U2 po odciążeniu oraz maksymalnego odkształcenia trwałego LE33 przedstawiono w tabelicy 6.16. Analizę zbieżności wykonano dla modelu z charakterystyką materiałową wg krzywej inżynierskiej – model M3.

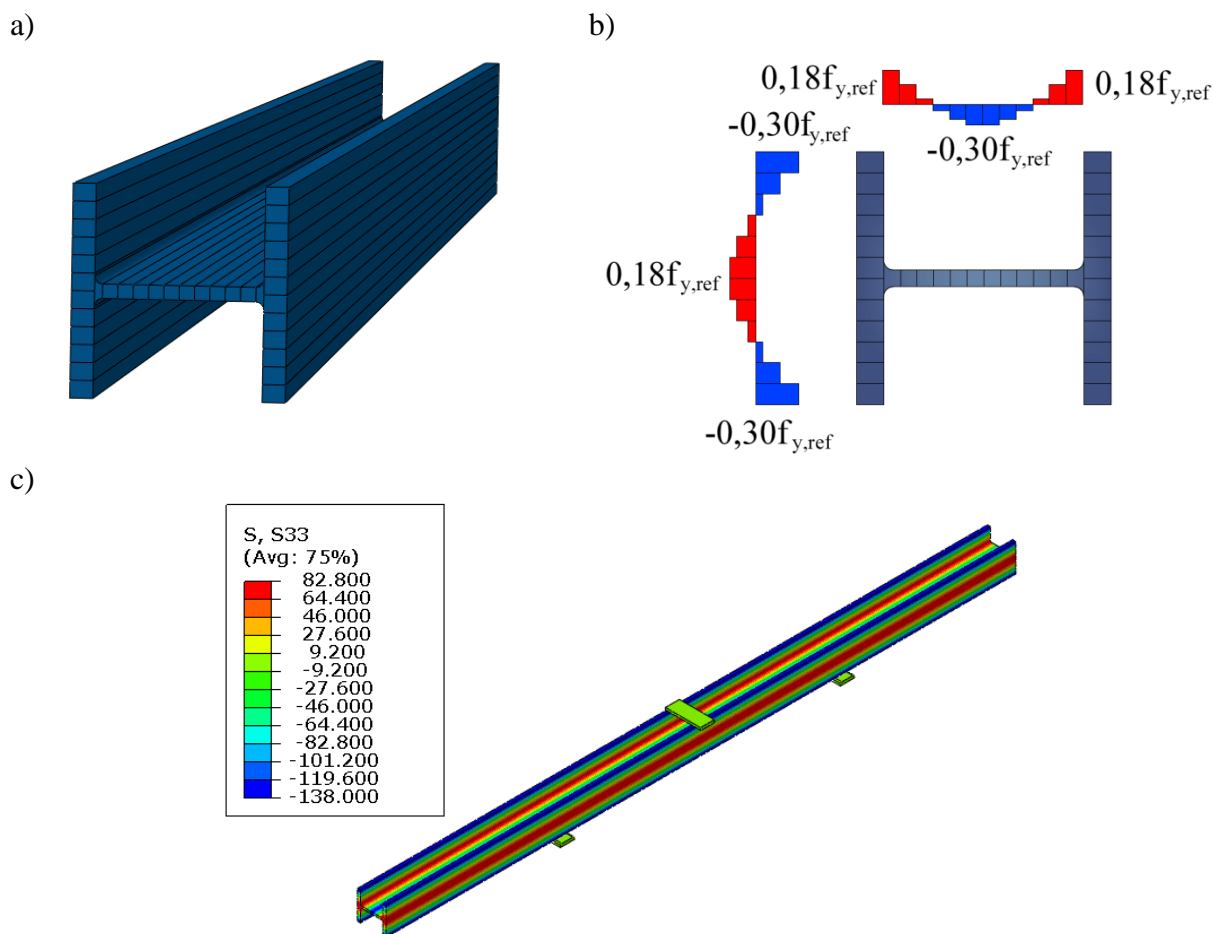
Tab. 6.16. Analiza różnic wyników zależnych od rozmiaru siatki

Rozmiar siatki $e$	U2	LE33	Różnica wyników S2	Różnica wyników LE33
[mm]	[mm]	[%]	[%]	[%]
<b>5</b>	<b>-23,2450</b>	<b>0,010723</b>	<b>0</b>	<b>0</b>
10	-23,2227	0,010645	-0,05	-0,73
20	-23,1921	0,010458	-0,18	-2,53
25	-23,1632	0,010337	-0,30	-3,73
30	-23,1121	0,010199	-0,52	-5,14

Do dalszych analiz przyjęto rozmiar siatki ES  $e = 20$  mm. Różnice w uzyskanych zbieżnościach wynoszą ok. 2,5 %.

### Naprężenia walcownicze

W analizach uwzględniono naprężenia własne pozostające w elemencie po zakończeniu procesu walcowania. Naprężenia rezydualne zamodelowano z użyciem opcji *Predefined Field* (wstępne pola naprężeń) dostępnej w programie *Abaqus*. Wstępne naprężenia nadawano w kierunku osi podłużnej elementu. Wszystkie ścianki składowe dwuteownika podzielona na 12 części (rys. 6.49 a) i w każdej z części nadano wstępne naprężenie S33 zgodnie ze schematem na rys. 6.49 b. Zastosowano schodkową zmianę wartości naprężeń a jako  $f_{y,ref}$  przyjęto wartość 460 MPa. Układ i wartości naprężeń zastosowano wg pracy [72], co pokazano wcześniej w tabelicy 2.5. Na rysunku 6.49c przedstawiono model numeryczny z nałożonymi naprężeniami w kroku obliczeniowym *Initial*.



Rys. 6.49. Widok modelu numerycznego: a) sposób podziału przekroju belki na części o tej samej wartości naprężeń własnych, b) przyjęte wartości naprężeń własnych zadanych w modelu, c) naprężenia normalne na kierunku podłużnym w kroku *Initial*

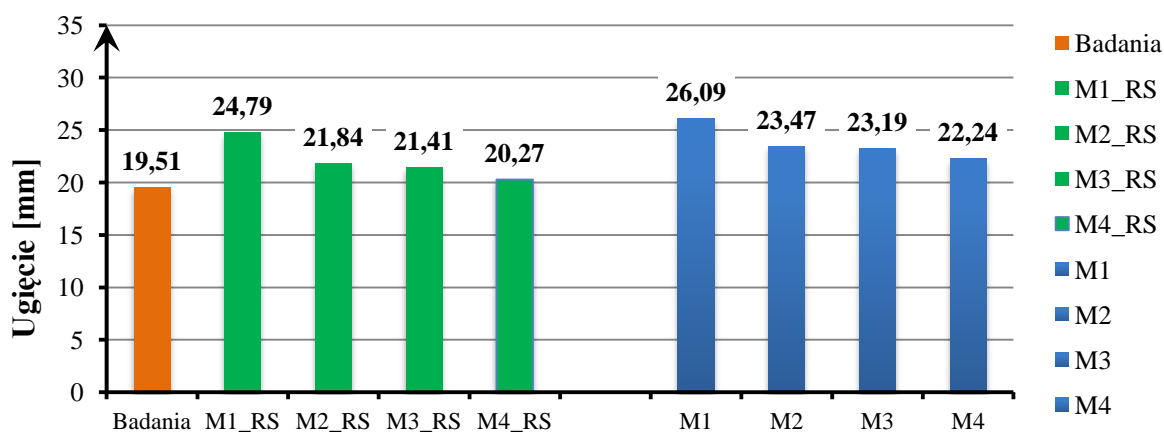
## 6.5.2. Porównanie wyników doświadczalnych z numerycznymi

Porównano wyniki badań doświadczalnych i wyników z analiz numerycznych. Wybrano punkt 4 z badań doświadczalnych do weryfikacji i przeanalizowano wartości trwałych ugięć po odciążeniu, wartości odkształceń przy maksymalnym obciążeniu oraz po odciążeniu.

Łącznie przeanalizowano osiem różnych modeli MES gięcia na zimno profilu HD. Modele różniły się przyjętymi charakterystykami materiałowymi, które przedstawiono w rozdziale 6.5.1., ponadto dla każdego modelu materiału zweryfikowano wpływ uwzględniania wstępnych naprężeń rezydualnych zaimplementowanych zgodnie z opisem w rozdziale 6.5.1. Symbole modeli z uwzględnionymi naprężeniami własnymi zostały uzupełnione o prefiks RS. W tabelicy 6.17. przedstawiono zbiorcze zestawienie wyników, na rysunku 6.50. przedstawiono za pomocą wykresu słupkowego różnice w osiągniętych wartościach ugięć dla wszystkich przypadków.

Tab. 6.17. Wartości ugięć uzyskanych z różnych modeli MES

Model	Badania	M1_RS	M2_RS	M3_RS	<b>M4_RS</b>	M1	M2	M3	M4
Ugięcia [mm]	19,51	24,79	21,84	21,41	<b>20,27</b>	26,09	23,47	23,19	22,24
Różnica [%]	0,00	21,30	10,67	8,87	<b>3,75</b>	25,22	16,87	15,87	12,28

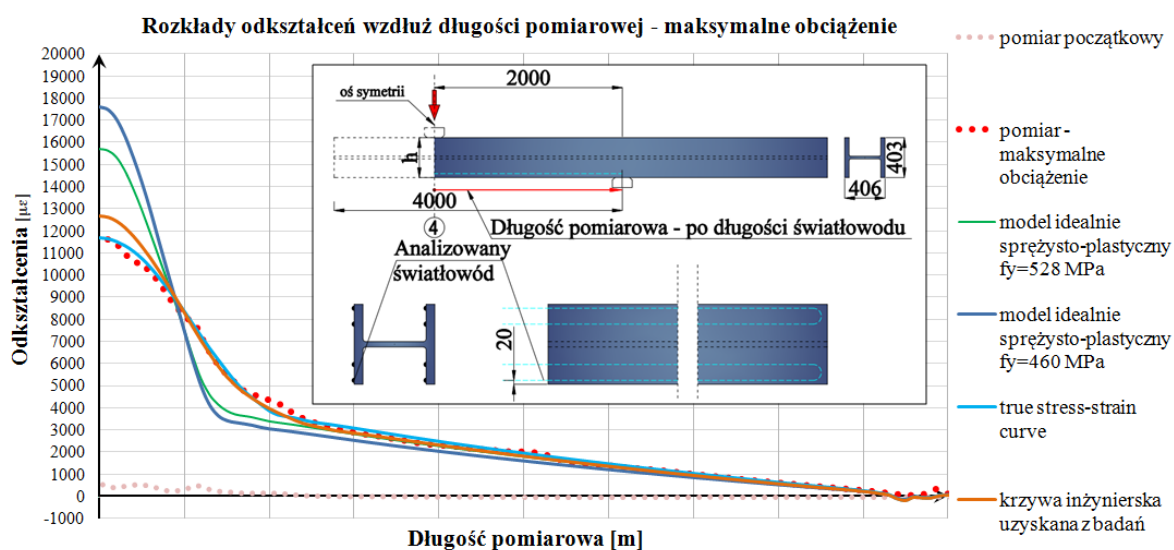


Rys. 6.50. Porównanie ugięć uzyskanych doświadczalnie podczas gięcia w punkcie 4 i numerycznie

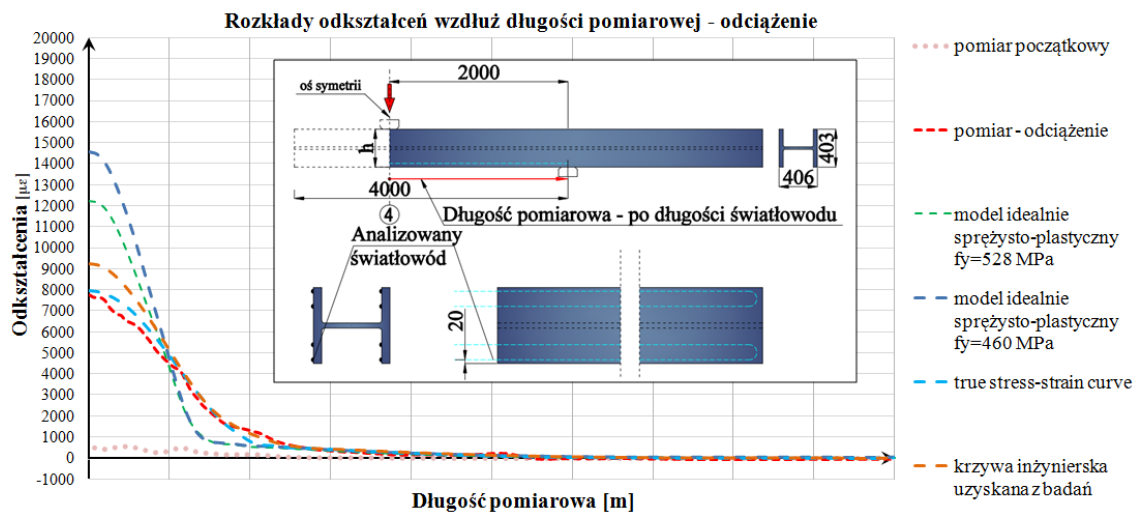
Z powyższych analiz wynika, że uwzględnienie w modelu naprężeń walcowniczych ma wpływ na uzyskanie zbieżności z wynikami badań doświadczalnych. Po uwzględnieniu naprężeń własnych zbieżność wyników poprawiła się w zależności od modelu od 4 do 9 %.

Najmniejszą zgodność ugięć z badaniami, czego można się było spodziewać, uzyskano dla modelu M1 (model sztywno-plastycznych z  $f_y = 460$  MPa), różnice wyniosły dla M1 – 25 % z kolei dla M1-RS 21%. Najlepszą zbieżność uzyskano dla modelu z zastosowaniem ścieżki zachowania się materiału *true-stress curve*. Dla modelu M4 różnica ugięcia wyniosła ok. 12 %, dla modelu M4\_RS ok. 4 %, co stanowi zadowalającą zbieżność z wynikami badań. Można uznać, że model z zastosowaniem krzywej *true stress-strain* oraz z uwzględnionymi początkowymi naprężeniami walcowniczymi stanowi najdokładniejsze odwzorowanie procesu gięcia.

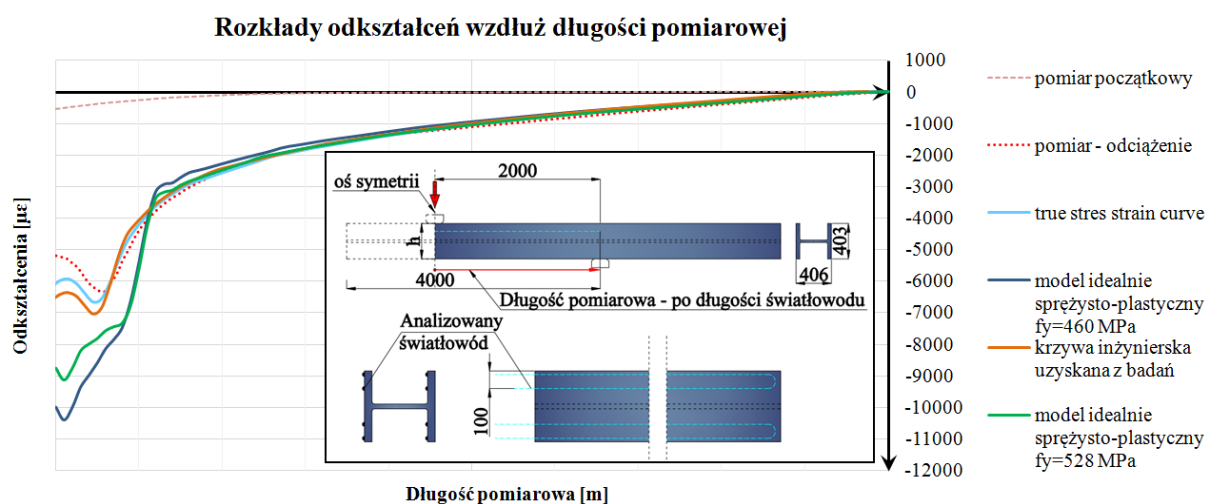
Dokonano również porównania odkształceń uzyskanych z pomiarów światłowodami w stosunku do tych uzyskanych z modelu numerycznego dla różnych modeli materiałowych. Wybrano dwie długości pomiarowe (mierzone od miejsca przyłożenia siły do podpory) w punkcie 4 procesu gięcia. Przeanalizowano odkształcenia dla światłowodu znajdującego się w dolnej części przekroju podczas gięcia dla przypadku przy maksymalnym obciążeniu (Rys. 6.51) oraz po odciążeniu (Rys. 6.52). Przeanalizowano również światłowód znajdujący się w górnej części przekroju podczas gięcia dla przypadku przy maksymalnym obciążeniu (Rys. 6.53) oraz po odciążeniu (Rys. 6.54). Największą zbieżność wyników wykazano dla modelu z zastosowaniem krzywej rzeczywistej rozciągania stali wraz z zaimplementowanymi naprężeniami walcowniczymi – maksymalny błąd wyniósł ok. 8 %. Zastosowanie modelu materiałowego idealnie sprężysto-plastycznego prowadzi do uzyskania wartości znacznie odbiegających od zbadanych odkształceń – różnice sięgające nawet do ok. 50 %.



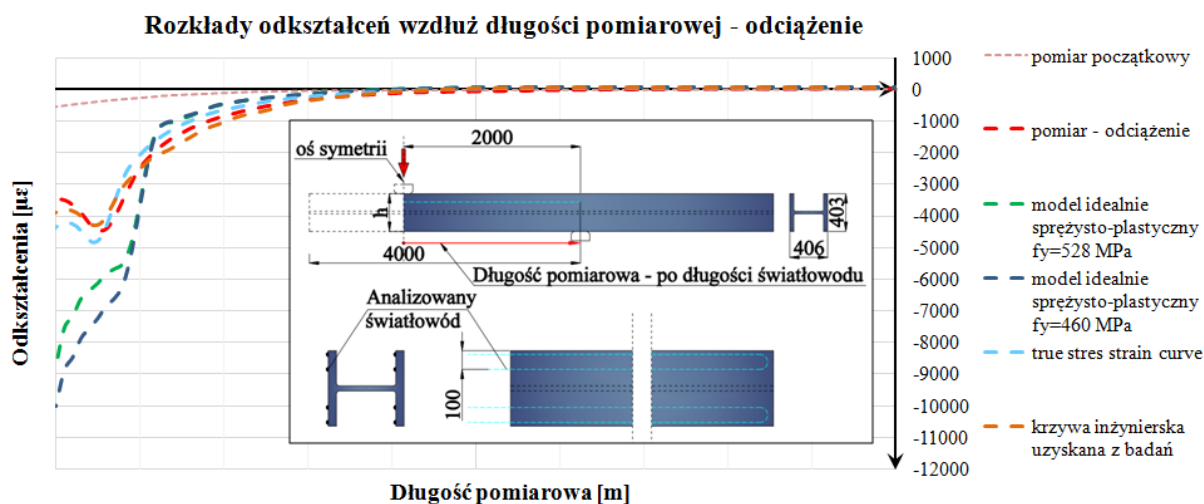
Rys. 6.51. Porównanie odkształceń uzyskanych doświadczalnie i numerycznie –światłowód nr 4 przy maksymalnym obciążeniu



Rys. 6.52. Porównanie odkształceń uzyskanych doświadczalnie i numerycznie –światłowód nr 4 po odciążeniu



Rys. 6.53. Porównanie odkształceń uzyskanych doświadczalnie i numerycznie –światłowód nr 6 przy maksymalnym obciążeniu

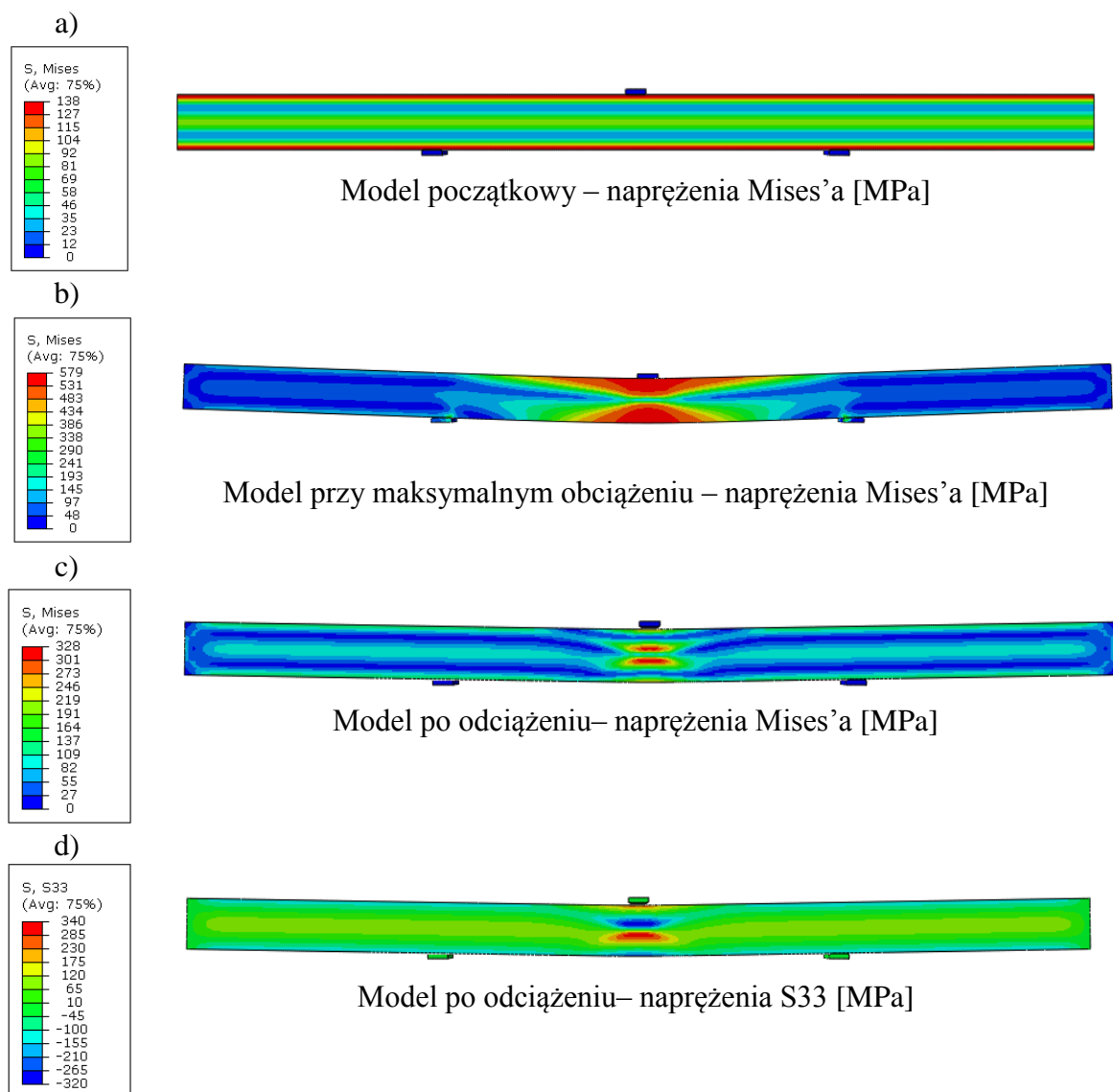


Rys. 6.54. Porównanie odkształceń uzyskanych doświadczalnie i numerycznie –światłowód nr 6 po odciążeniu

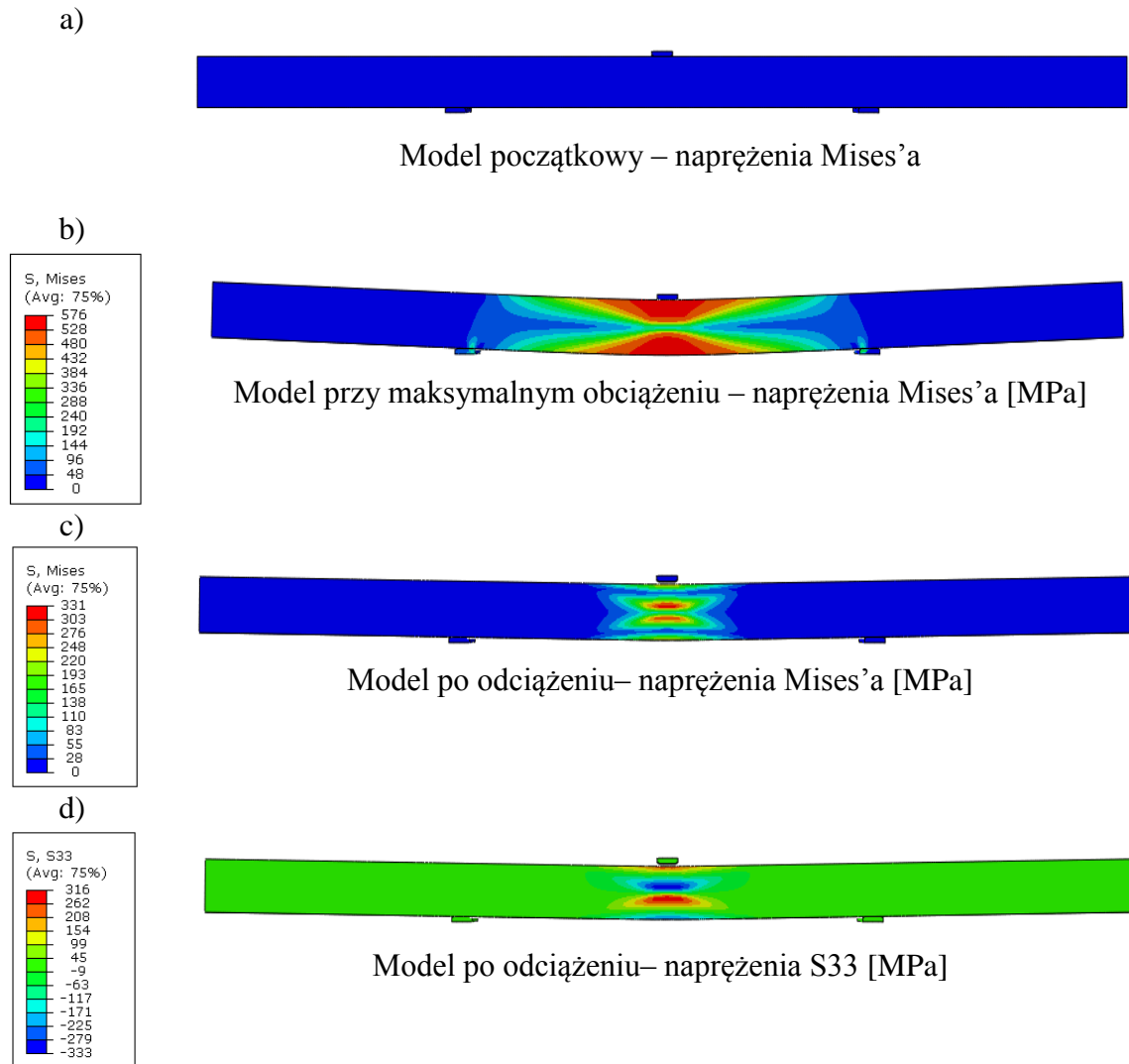


### 6.5.3. Naprężenia własne po gięciu

Po skalibrowaniu modelu numerycznego i udowodnieniu zbieżności wyników z analiz numerycznych z wynikami doświadczalnymi określono naprężenia własne po gięciu na zimno. Naprężenia własne określono na podstawie modelu z modelem materiałowych *true stress-strain curve*. Naprężenia odczytano z modeli z uwzględnieniem początkowych naprężeń walcowniczych oraz przy ich pominięciu. Na rysunku 6.55 przedstawiono kolejne etapy zachowania się modelu podczas gięcia – model z uwzględnionymi naprężeniami walcowniczymi, na rysunku 6.56 przedstawiono kolejne etapy zachowania się modelu podczas gięcia – model bez zaimplementowanych naprężeń walcowniczych.



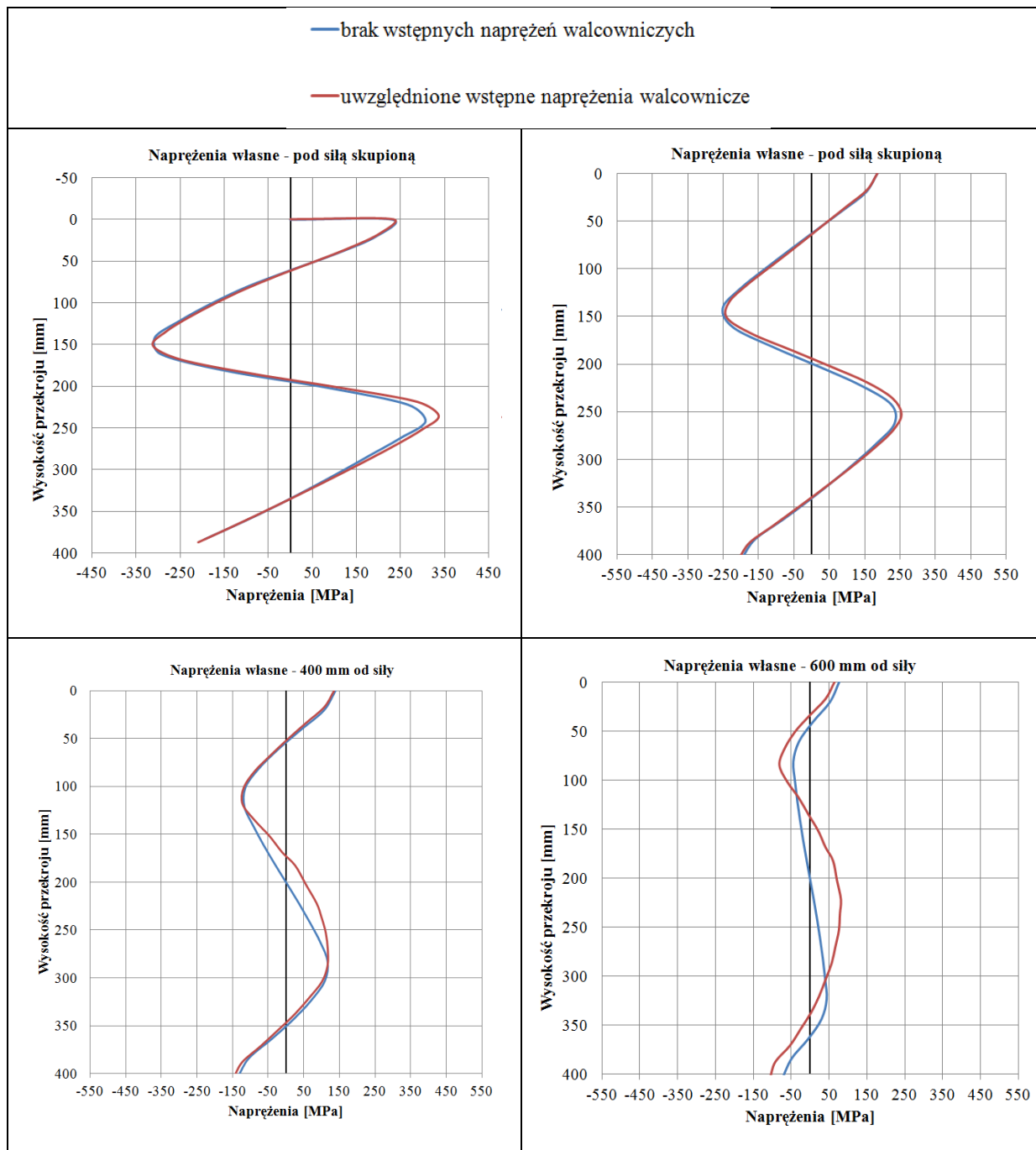
Rys. 6.55. Kolejne etapy obciążania i odciążania modelu z uwzględnionymi naprężeniami walcowniczymi: a) model początkowy – naprężenia Mises'a, b) model przy maksymalnym obciążeniu – naprężenia Mises'a, c) model po odciążeniu – naprężenia Mises'a, d) Model po odciążeniu – naprężenia S33



Rys. 6.56. Kolejne etapy obciążania i odciążania dla modelu bez naprężeń walcowniczych: a) model początkowy – naprężenia Mises'a, b) model przy maksymalnym obciążeniu – naprężenia Mises'a, c) model po odciążeniu – naprężenia Mises'a, d) model po odciążeniu – naprężenia S33

Odczytane z modeli naprężenia własne po gięciu zestawiono w tabelicy 6.18. Naprężenia odczytano pod siłą skupioną oraz 200 mm, 400 mm i 600 mm od miejsca przyłożenia siły.

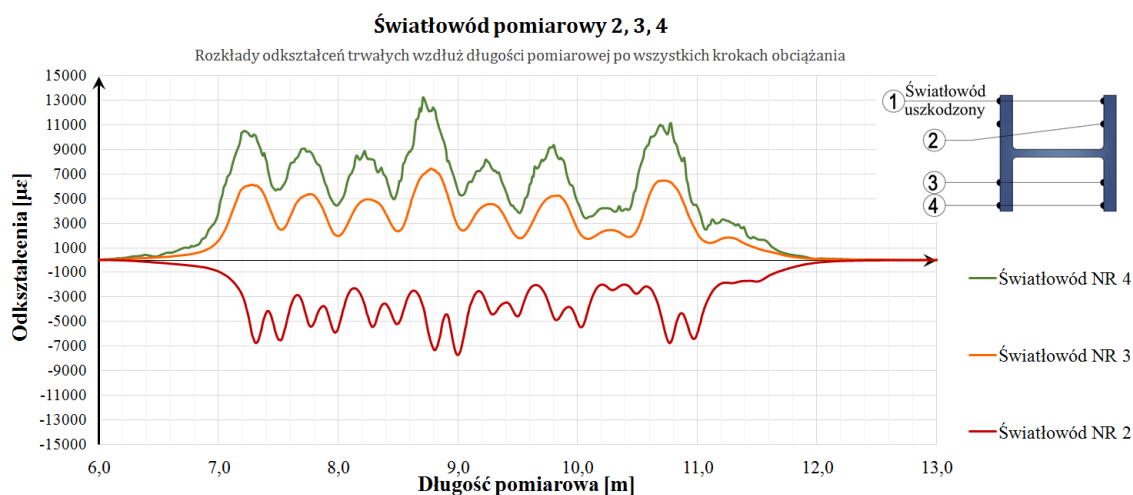
Tab. 6.18. Zestawienie odczytanych naprężeń własnych po gięciu na zimno



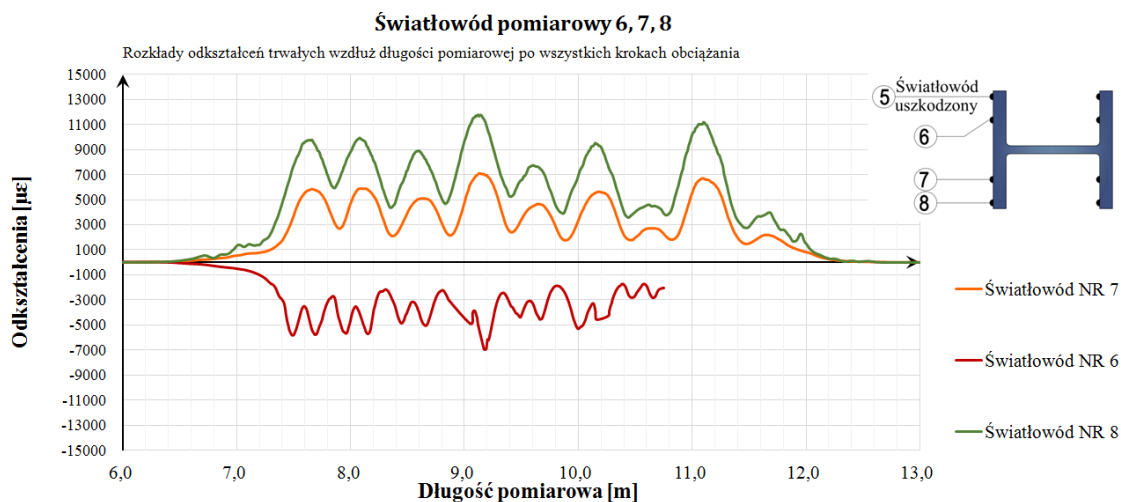
## 6.6. Analiza wyników i wnioski

Przeprowadzone badanie w skali technicznej oraz analizy pozwoliły uzyskać informacje na temat zakresu odkształceń trwałych stali, które powstają podczas wytwarzania łukowych dźwigarów stalowych w mostach typu *network arch*. Badanie pozwoliło zweryfikować stosowane procedury kształtowania dwuteowników i skalibrować model numeryczny.

Na rysunkach 6.57 i 6.58 przedstawiono zbiorcze wyniki odkształceń dla światłowodów na całej długości pomiarowej. Światłowody o numerach 1 oraz 5 uległy zniszczeniu podczas badań. Wynikało to ze złożonej pracy elementu pod siłą skupioną co w konsekwencji doprowadziło do odspojenia kleju, wyboczenia światłowodu i jego przzerwania. Duży wpływ lokalnego docisku działającej siły można zaobserwować na wykresach ze światłowodów nr 2 i 6, gdzie wykres lokalnie ma zaburzony przebieg w stosunku do odpowiadających wykresów z części rozciąganej przekroju.



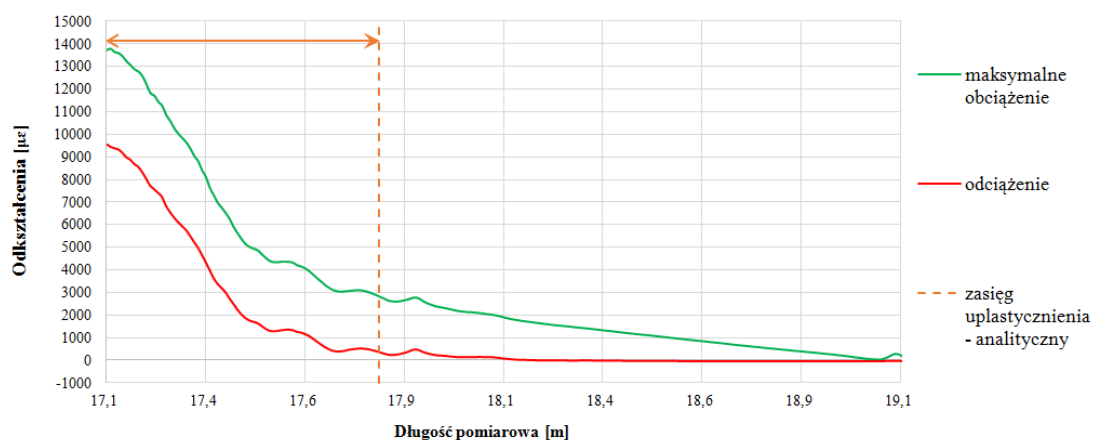
Rys. 6.57. Zestawienie uzyskanych trwałych odkształceń dla światłowodów nr 2, 3 i 4



Rys. 6.58. Zestawienie uzyskanych trwałych odkształceń dla światłowodów nr 6, 7 i 8

W celu oszacowania promieni gięcia, które można by było uzyskać wykonaną procedurą poczyniono założenie zasięgu strefy uplastycznienia równe 1,37 m, odcinek elementu o danej krzywiznie równy 5 m, rozstaw punktów gięcia 0,5 m (co daje 10 punktów gięcia) i zastosowano wyrażenia (2.26) i (2.27). W ten sposób punkt 7, gdzie osiągnięto maksymalne trwałe odkształcenia równe 1,30 %, odpowiada procedurze gięcia dla promienia  $R = 20$  m. Najmniejsze trwałe odkształcenie uzyskano w punkcie 1 oraz w 2 równe ok. 0,45 %, co odpowiada promieniowi  $R$  równego ok. 50 m. W pozostałych punktach średnie trwałe odkształcenie wyniosło ok. 0,9 %, co daje promień  $R$  o wartości ok. 25 m. W doświadczeniu uzyskano promienie stosowane w dotychczasowych obiektach mostowych oraz promień mniejszy co stanowi o tym, że przedstawiona procedura może być przyczynkiem do wyciągania dalszych wniosków.

Na rysunku 6.59 przedstawiono zakresy odkształceń dla jednego wybranego punktu obciążenia przy maksymalnym obciążeniu i po odciążeniu. Na wykresie naniesiono również zasięg uplastycznienia wyznaczony analitycznie, który dla analizowanego przekroju wynosi  $b/2 = 688$  mm. Można wywnioskować, że zasięg uplastycznienia wyznaczony analitycznie, który jest zależny od stosunku wskaźników plastycznego i sprężystego na zginanie, pokrywa się z uzyskanym z badań doświadczalnych. Obserwacja jest ważna z uwagi na odpowiedni dobór rozstawu pomiędzy punktami gięcia. Przyjęty rozstaw punktów gięcia równy 500 mm, wydaje się być optymalny – zagęszczenie punktów spowodowałoby kilkukrotne uplastycznianie odcinków elementu pomiędzy punktami gięcia, co nie jest zjawiskiem pożądanym. Z kolei zwiększenie rozstawu spowodowałoby, że osiągnięcie takiego samego promienia, skutkowałoby zwiększeniem wymaganych odkształceń plastycznych, co również nie jest korzystne.



Rys. 6.59. Zasięg trwałych odkształceń plastycznych z pomiarów w odniesieniu do zasięgu określonego analitycznie

Wykonane badanie doświadczalne potwierdza, że osiągnięte odkształcenia na zimno w **nie przekraczają** zalecanych w niniejszej pracy granicznych odkształceń na zimno (ograniczenie do 1,8 %). **Potwierdza to poprawność stosowanych rozwiązań technologicznych z uwagi na zachowanie kryteriów ciągliwości stali S460M po odkształceniu na zimno.**

Zbudowany model numeryczny procesu gięcia kształtownika HD względem słabej osi przekroju został skalibrowany co potwierdzono w rozdziale 6.5.2. i posłużył do odczytania naprężeń własnych po gięciu. Zaobserwowano, że uwzględnienie naprężeń walcowniczych nie ma znaczącego wpływu na wartości uzyskiwanych naprężeń własnych po gięciu – różnice do maksymalnie 10 %. Uwzględnienie naprężeń walcowniczych miało jednak znaczenie przy określaniu trwałego ugięcia elementu po odciążeniu (rys. 6.50).

Przedstawiony model może posłużyć do ustalenia naprężeń własnych niezbędnych do dalszych analiz stateczności łuków w mostach typu *network arch*.



## 7. Punktowe gięcie na zimno kształownika względem silnej osi

Badanie polegało na przeprowadzeniu w warunkach laboratoryjnych procesu nadawania przeciwstrzałki w stalowej belce mostowej o przekroju HL1100A ze stali S460M. Celem badania było określenie: stopnia odkształcenia na zimno stali i zasięgu strefy uplastycznionej dla dwuteownika o dużym rozmiarze [49].

### 7.1. Geometria badanego elementu

Wymiary belki oraz rodzaj profilu dobrano do możliwości wytrzymałościowych oraz geometrycznych prasy wytrzymałościowej. Przyjęto profil HL1100A. Długość elementu wynosiła 11 m. Katalogowe wymiary przekroju przedstawiono w tabelicy 7.1.

Tab. 7.1. Wymiary nominalne przekroju HL1100A

Profil katalogowy	Wysokość $h$	Szerokość $b_f$	Grubość środnika $t_w$	Grubość pasa $t_f$
HL 1100 A	1108	402	22	40

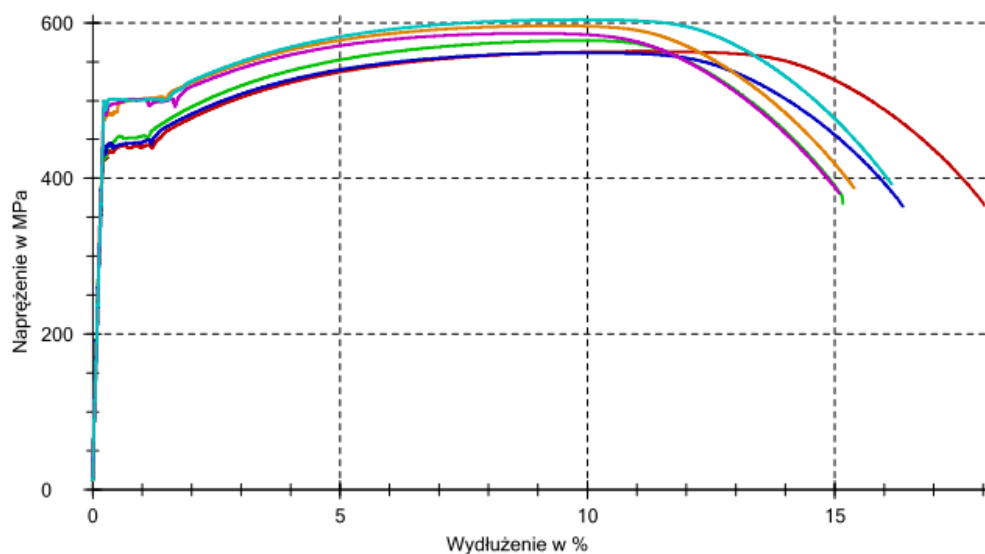
### 7.2. Właściwości materiałowe stali

Badany profil HL1100A został wywalcowany ze stali S460M. Parametry mechaniczne wyznaczono w statycznej próbie rozciągania przeprowadzonej w temperaturze pokojowej zgodnie z PN-EN 6892-1.

Dla przeprowadzonych badań dla stali HISTAR460 określono umowne granice plastyczności. Podstawowe właściwości mechaniczne zestawiono w tab. 7.2. Należą do nich: umowna granica plastyczności  $R_{0,2}$ , wytrzymałość na rozciąganie  $R_m$ , wydłużenie procentowe po zerwaniu  $A$  oraz moduł sprężystości  $E$ . Krzywe techniczne uzyskane z badań próbek pokazano na rys. 7.1.

Tab. 7.2. Podstawowe wyniki badań wytrzymałościowych stali

	Oznaczenie	$R_{eL}$ [MPa]	$R_{eH}$ [MPa]	$R_m$ [MPa]	$A$ [%]	$E$ [GPa]
Środnik	Próbka 1	424	437	563	17,9	216
	Próbka 2	424	432	577	15,0	214
	Próbka 3	431	440	561	16,2	196
Pas	Próbka 4	484	494	596	15,2	212
	Próbka 5	481	492	586	14,9	209
	Próbka 6	488	499	604	16,0	208



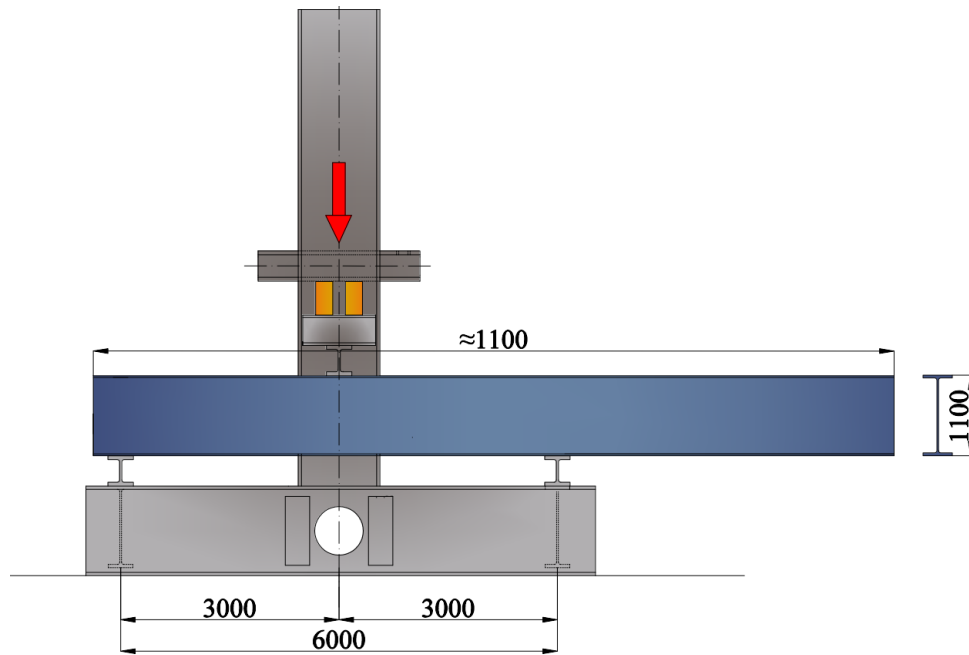
Rys. 7.1. Wykres zależności  $\sigma$ - $\epsilon$  dla badanych próbek

### 7.3. Przebieg badania i stanowisko badawcze

Wykonano punktowe gięcie na zimno dwuteownika o przekroju HL1100A względem silnej osi przekroju. Celem było uzyskanie trwałego wygięcia belki, takiego jak w stosowanych tzw. przeciwstrzałkach dla tego typu przekrojów (trwale punktowe ugięcie wynoszące ok. 8 mm co 1 m – 2 m). Z uwagi na duże gabaryty i ciężar elementu symulację gięcia przeprowadzono w dwóch punktach po długości belki. Podczas badania zastosowano procedurę skonsultowaną z dostawcą elementów. W celu uzyskania trwałego wygięcia belki równego ok. 8 mm należało uzyskać przemieszczenie pionowe elementu o wartości ok. 35 mm a następnie odciążyć belkę.

Rozstaw podpór przyjęto jako równy 6 m (rys. 7.2) – jest to maksymalny możliwy rozstaw podpór dla zastosowanej ramy wytrzymałościowej. Widok stanowiska przedstawiono na rysunku 7.3. W badaniu przemieszczenia pionowe wymuszano zestawem: siłownik firmy LARZEP o nośności 700 ton z możliwością wysuwu tłoka 150 mm oraz pompa hydrauliczna firmy ENERPAC z napędem elektrycznym i ciśnieniem roboczym 700 bar (rys. 7.4).

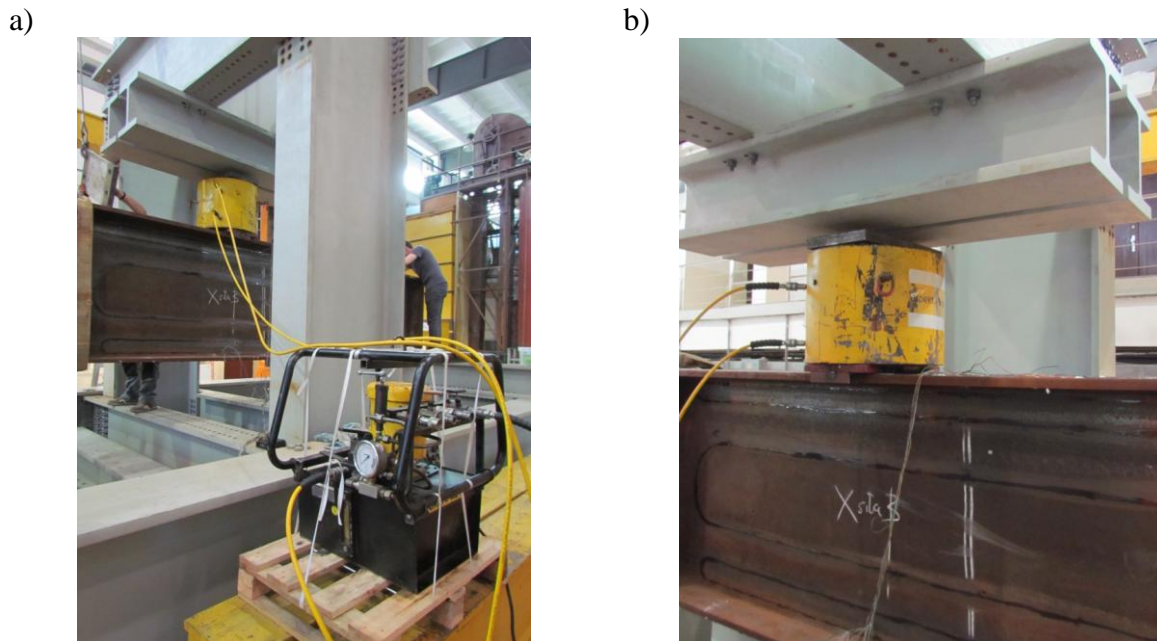
Podparcie elementu badawczego zrealizowano tak, żeby zachować schemat statyczny belki swobodnie podpartej.



Rys. 7.2. Schemat stanowiska badawczego, [mm]



Rys. 7.3. Widok elementu na stanowisku badawczym

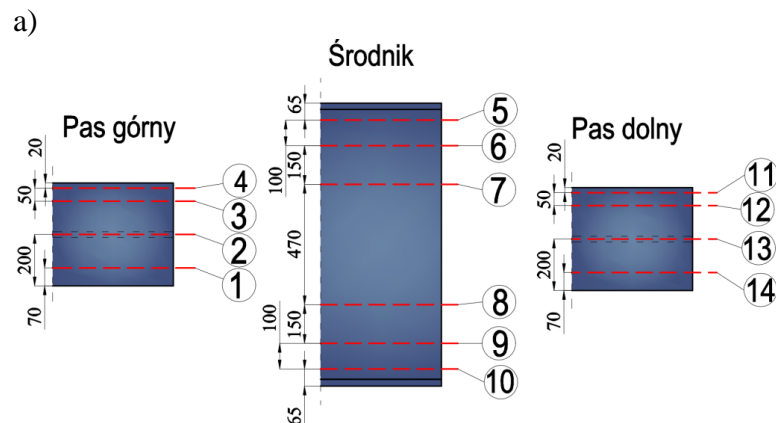


Rys. 7.4. Zestaw hydrauliczny do nadawania przemieszczenia pionowego: a) widok pompy, b) widok siłownika

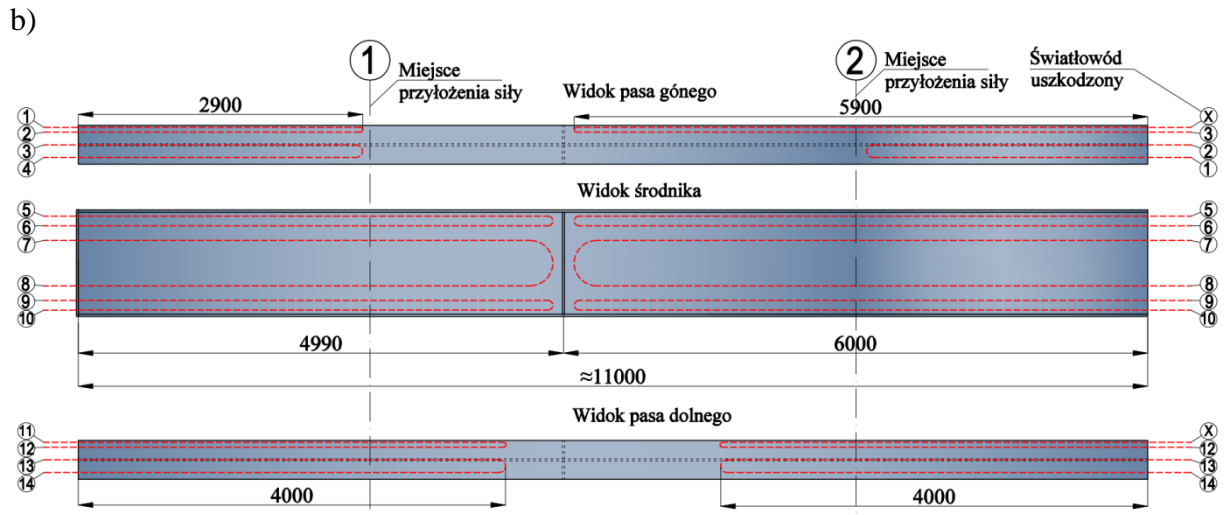
### 7.3.1. Urządzenia pomiarowe

W badaniach do pomiarów odkształceń zastosowano światłowody rozłożone DFOS, a do pomiarów ugięć użyto czujników indukcyjnych.

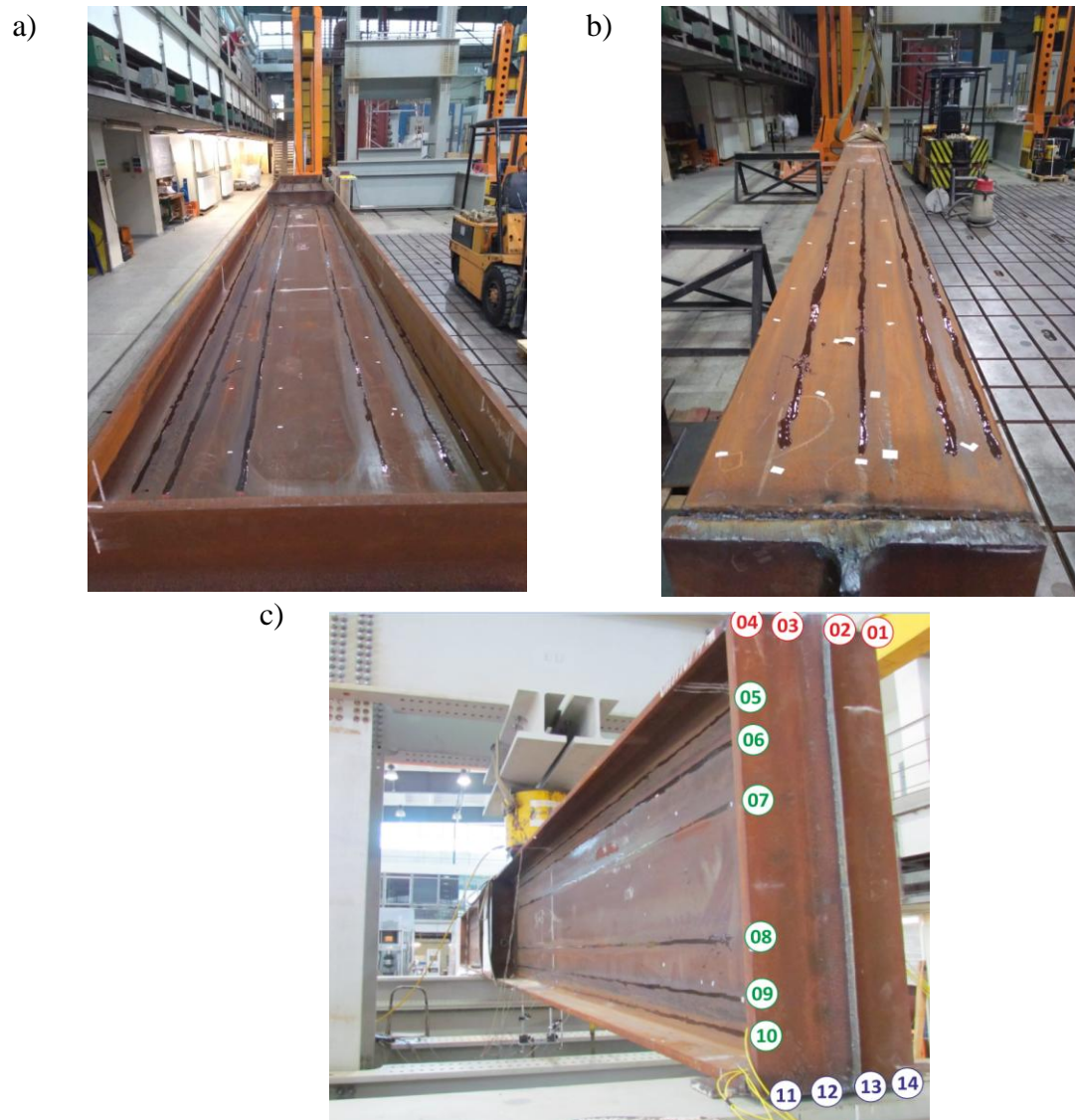
W badaniach światłowodowych zastosowano reflektometr optyczny OBR4600 produkcji LUMA, rozpraszacz światła Rayleiha oraz włókno SM 9/125, OFS, ITU-T G657.A1 na środku adhezyjnym dwuskładnikowej żywicy epoksydowej. Rozdzielczość przestrzenna oraz baza pojedynczego czujnika wynosiła 10 mm. Grupowy współczynnik załamania wynosił 1,47 przy wzmacnieniu 25 dB. Schemat rozmieszczenia światłowodów przedstawiono na rysunku 7.5, widoki elementu z naklejonymi światłowodami przedstawiono na rys. 7.6. Czujniki indukcyjne zlokalizowano pod pasem dolnym w miejscu przyłożenia siły (rys. 7.7).



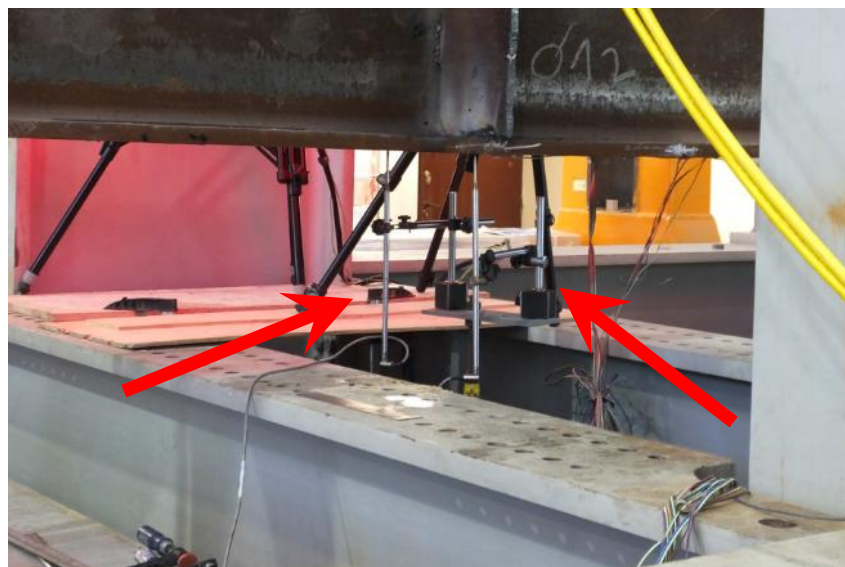




Rys. 7.5. Schemat rozmieszczenia światłowodów na badanym elemencie, [mm]



Rys. 7.6. Widok elementu z naklejonymi czujnikami światłowodowymi: a) widok środnika, b) widok pasa, c) numeracja wiązek światłowodów



Rys. 7.7. Widok czujników indukcyjnych

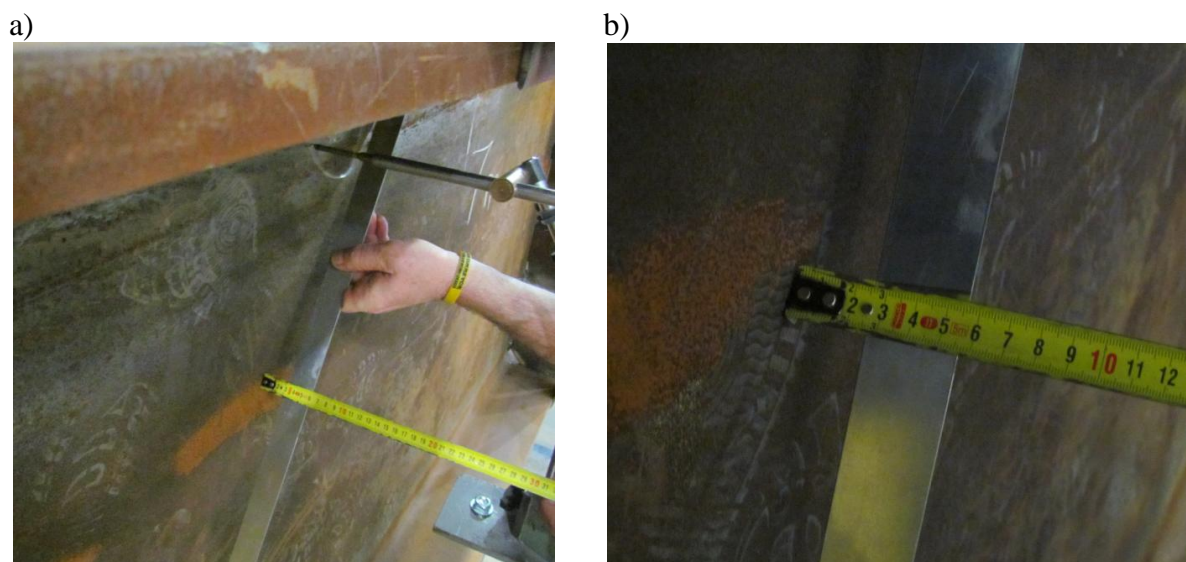
### 7.3.2. Opis przebiegu badań

Próbie gięcia planowano przeprowadzić w dwóch punktach po długości belki. W pierwszym punkcie gięcia przerwano badanie podczas obciążania z uwagi na pojawienie się problemu utraty stateczności środnika pod działaniem siły docisku (rys. 7.8, 7.9). Na zjawisko mogło mieć wpływ niesymetryczne obciążanie elementu w połączeniu z niedużym rozstawem podpór, dlatego zaniechano dalszego obciążania w tym punkcie a przed przystąpieniem do badania elementu w punkcie 2, zastosowano stabilizację środnika poprzez dospawanie żebra pod siłą (rys. 7.10). Następnie przeprowadzono obciążenie elementu do uzyskania ugięcia o wartości ok. 35 mm i odciążono belkę. Osiągnięto trwałe ugięcie elementu o wartości 8 mm. Całkowity czas badania wyniósł ok. 50 minut.



Rys. 7.8. Widok utraty stateczności przez środnik





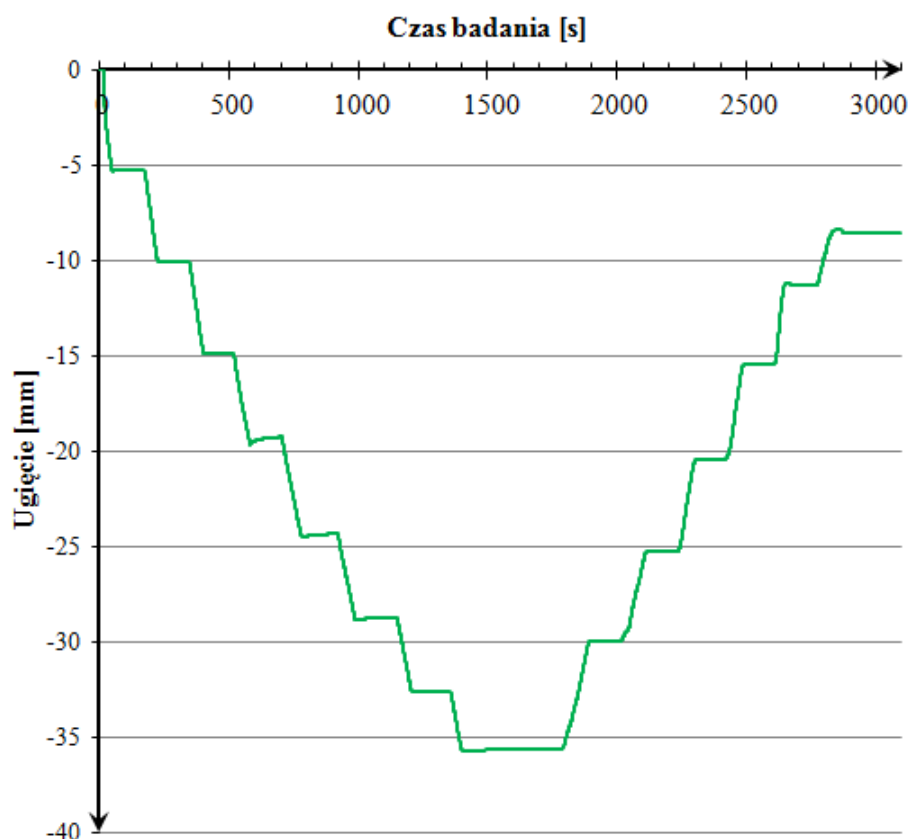
Rys. 7.9. Widok utraty stateczności średnika pod siłą skupioną



Rys. 7.10. Widok drugiego punktu gięcia z zastosowanym żeblem

### 7.3.3. Wyniki z czujników indukcyjnych oraz pomiarów tensometrycznych

W drugim punkcie pomiarowym prowadzono ciągły pomiar ugięcia przy obciążaniu i odciążaniu. Na rysunku 7.11. przedstawiono uśrednione ugięcia z dwóch czujników indukcyjnych zlokalizowanych pod dolnym pasem w miejscu przyłożenia siły. Poziome fragmenty wykresu są to miejsca w których przerywano obciążanie z uwagi na wykonywanie pomiarów czujnikami światłowodowymi. Średnio pomiar wykonano co 5 mm przyrostu ugięcia przy obciążaniu i co 5 mm przy odciążaniu.

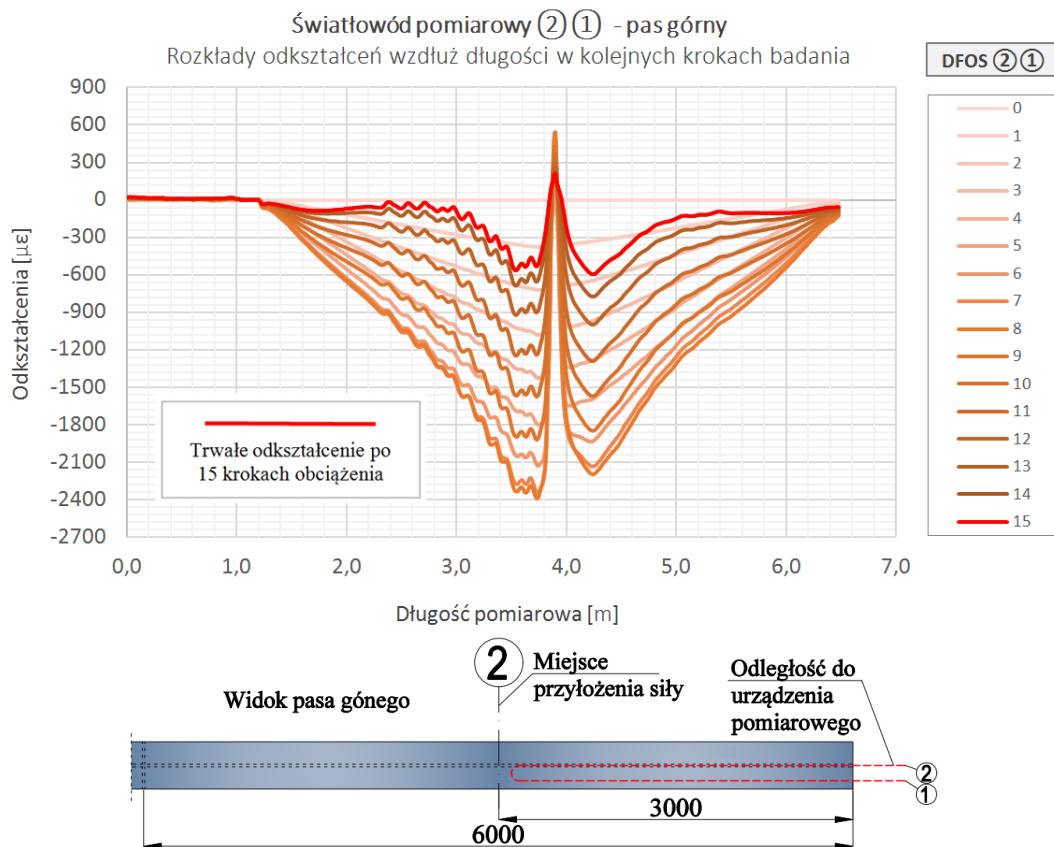


Rys. 7.11. Wykres średniego ugięcia belki uzyskanego z dwóch czujników w czasie badania

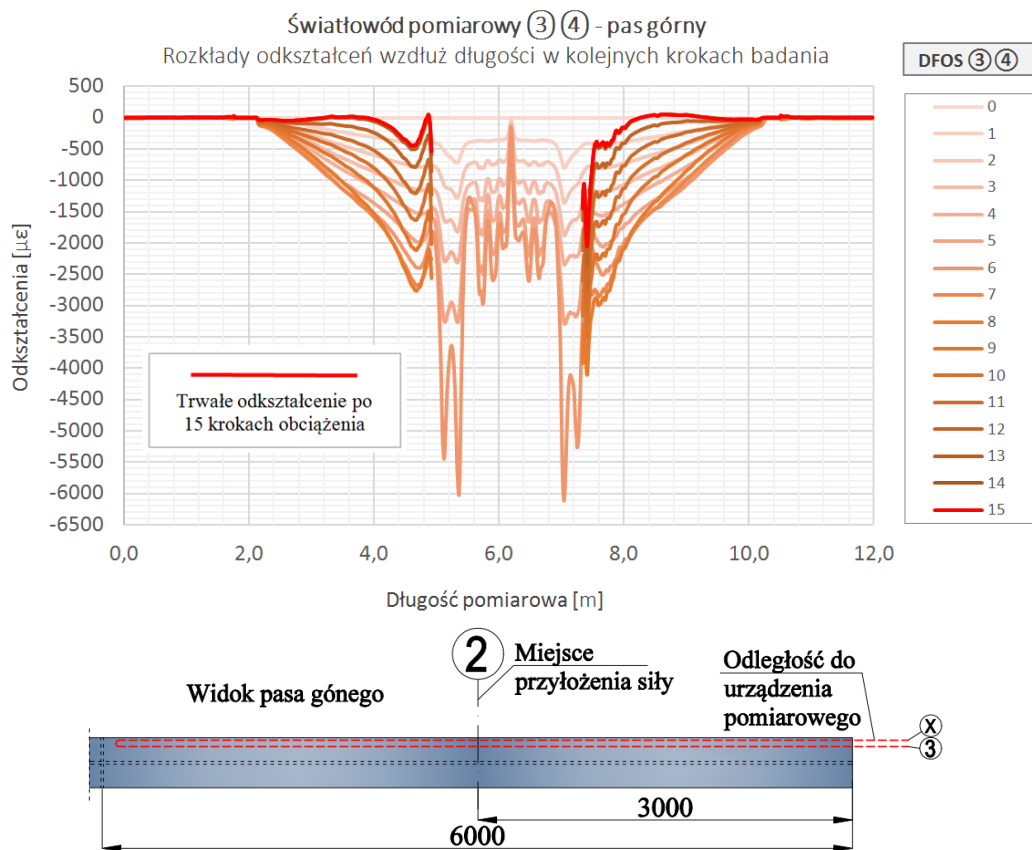
#### 7.3.4. Wyniki z czujników światłowodowych

Na rysunkach od 7.12 do 7.18 przedstawiono wyniki badań z czujników światłowodowych w kolejnych piętnastu krokach obciążania i odciążania.

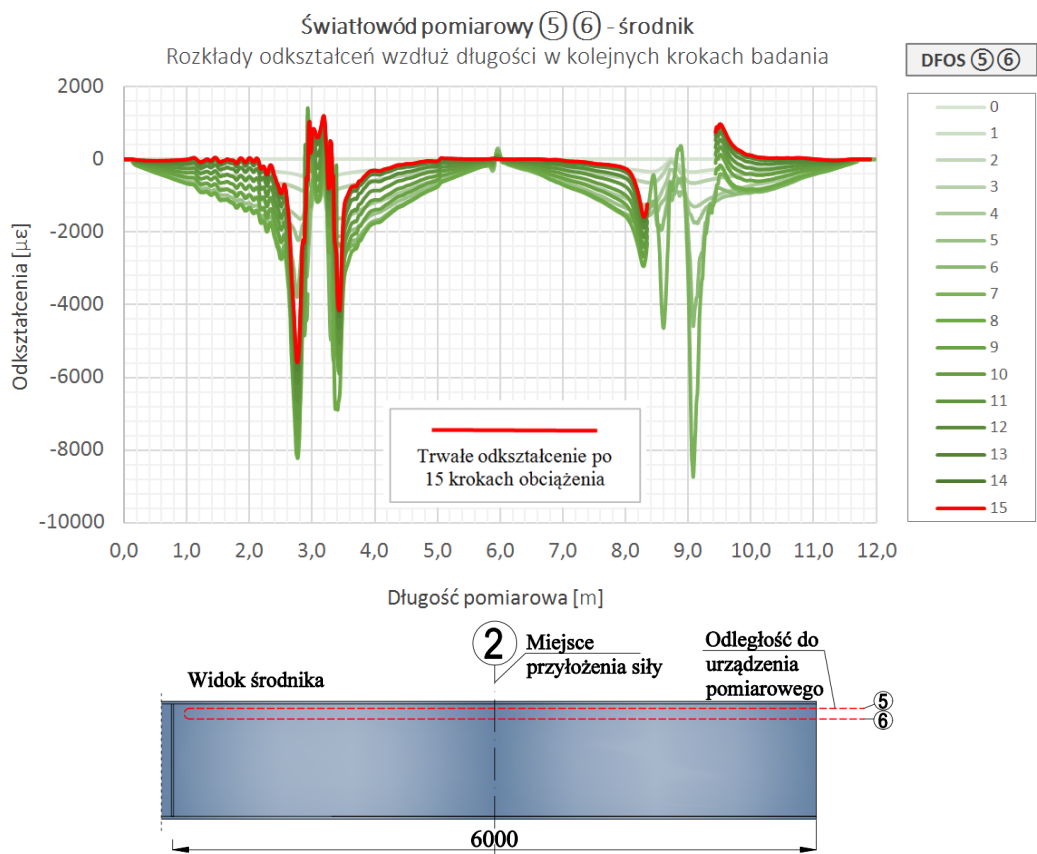
Wyniki przedstawiono na wykresach, na których odkształcenie podano w jednostce  $\mu\epsilon$  w odniesieniu do całej długości pomiarowej światłowodu. Długość pomiarowa stanowiła długość wiązki światłowodu prowadzonej po całym elemencie. Wiązki w pasie dolnym biegły od urządzenia pomiarowego na odległość ok 4 m, tam poprzez pętlę wraca z powrotem do urządzenia pomiarowego. Wiązki w pasie górnym biegły od urządzenia pomiarowego na odległość ok 2,9 m (możliwie najbliżej miejsca przyłożenia siły), tam poprzez pętlę wraca do urządzenia pomiarowego. Z kolei światłowody na środniku były ułożone po całej długości elementu, na różnych wysokościach środnika (7.5 a).



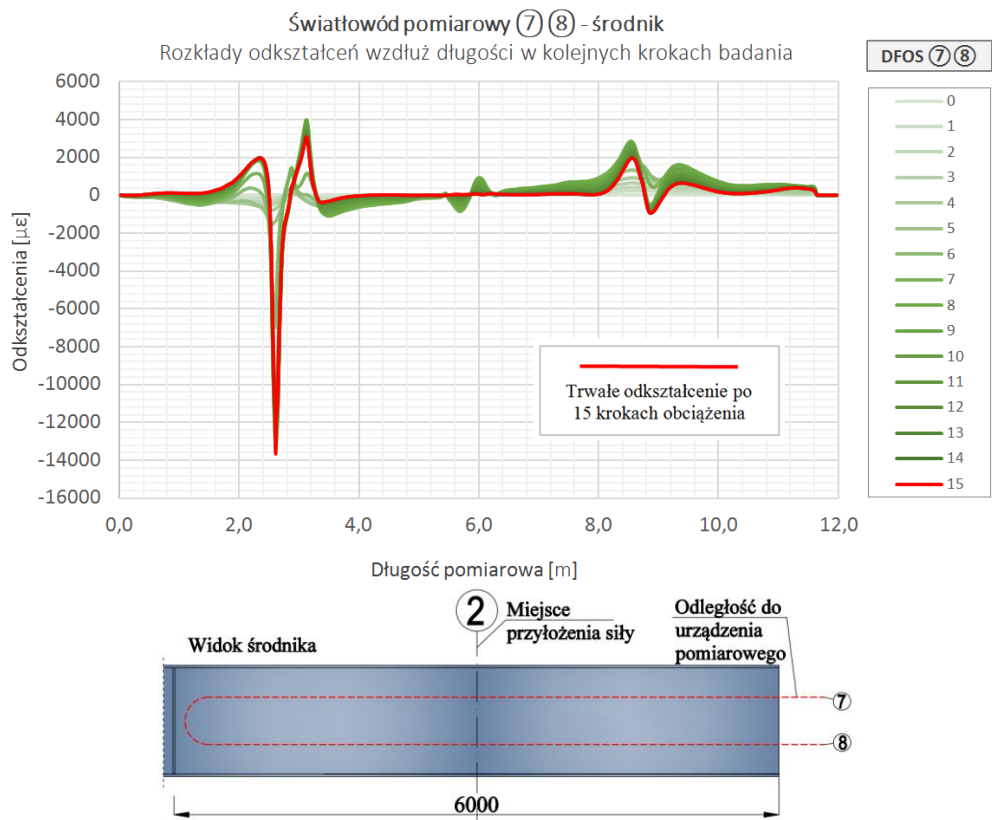
Rys. 7.12. Rozkłady odkształceń wzdłuż długości pomiarowej od 0 m do 7 m dla światłowodów o nr 1 i 2



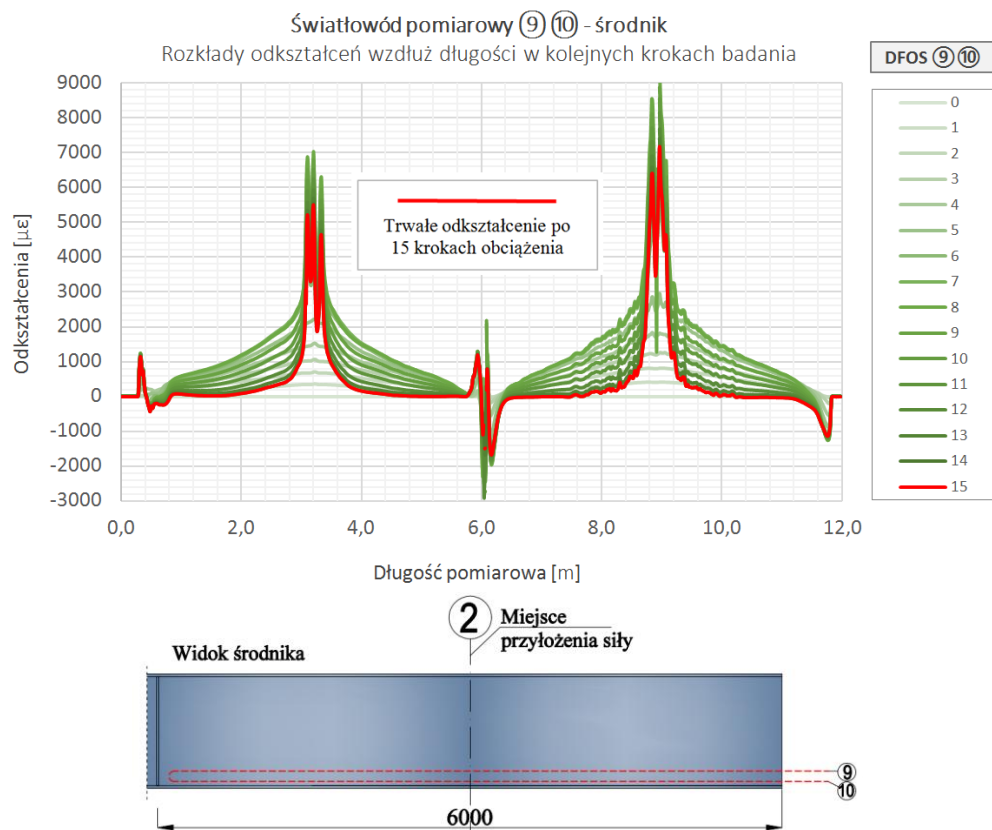
Rys. 7.13. Rozkłady odkształceń wzdłuż długości pomiarowej od 0 m do 12 m dla światłowodów o nr 3 i 4



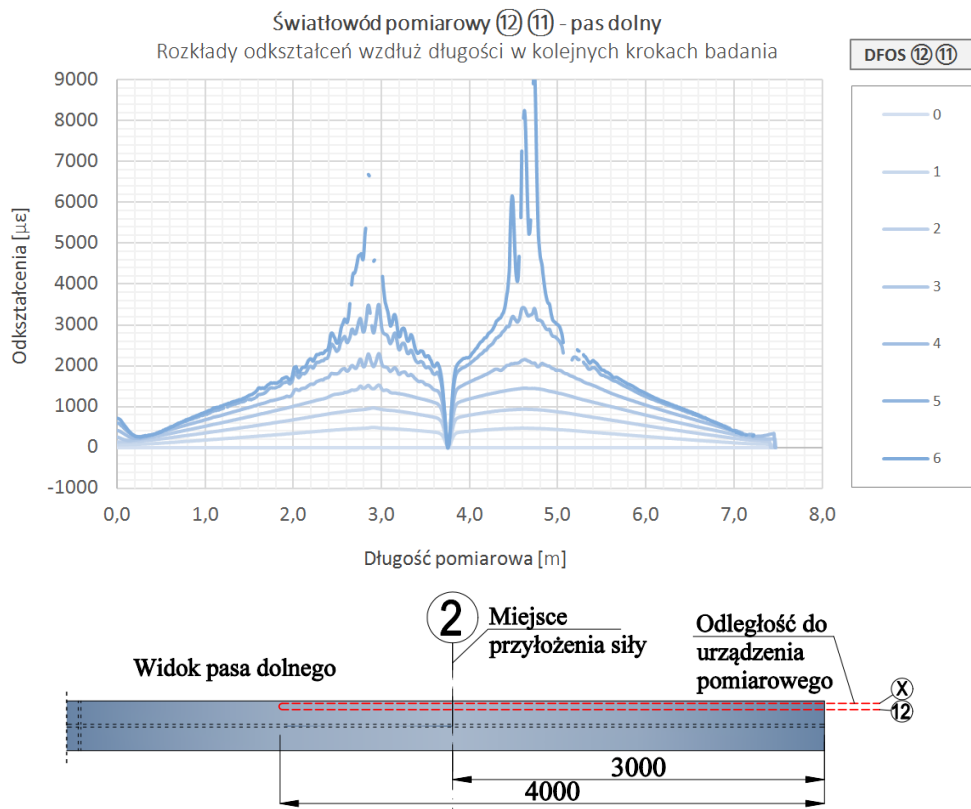
Rys. 7.14. Rozkłady odkształceń wzdłuż długości pomiarowej od 0 m do 12 m dla światłowodów o nr 5 i 6



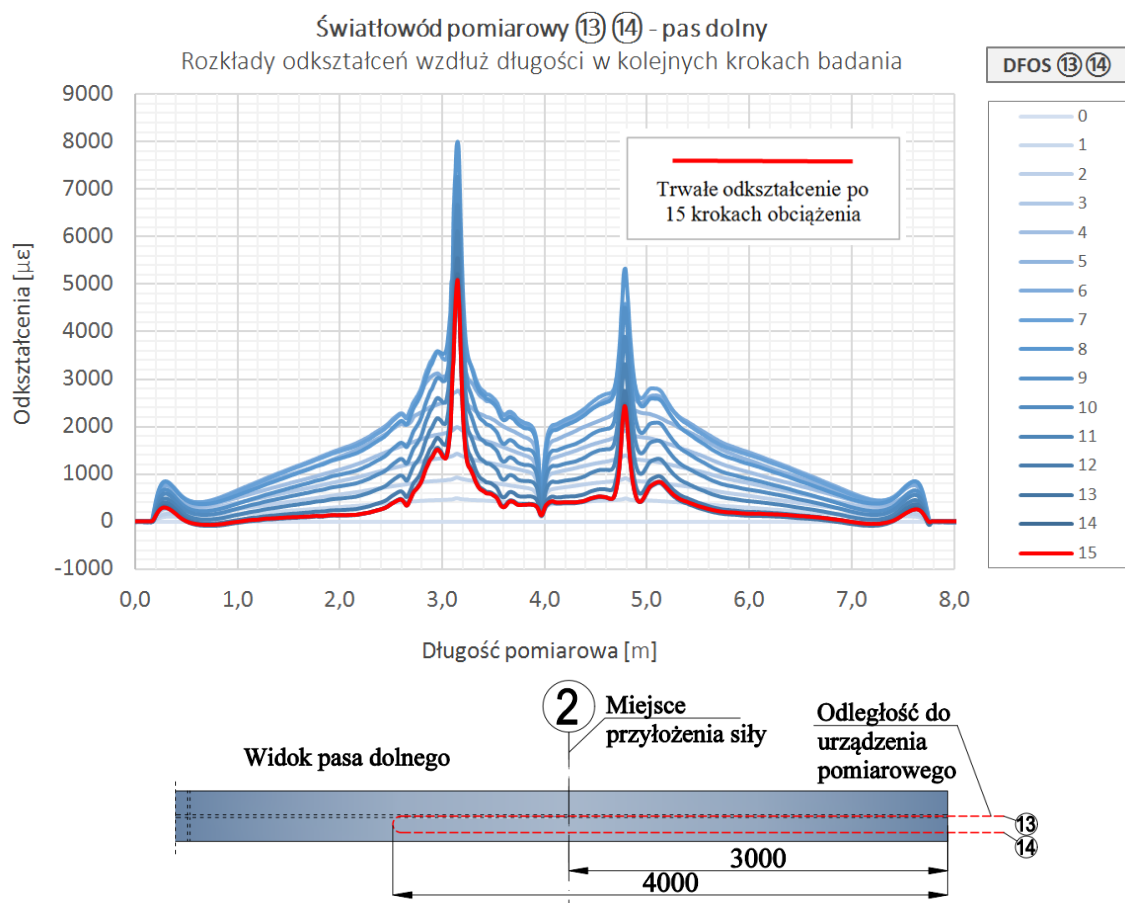
Rys. 7.15. Rozkłady odkształceń wzdłuż długości pomiarowej od 0 m do 12 m dla światłowodów o nr 7 i 8



Rys. 7.16. Rozkłady odkształceń wzdłuż długości pomiarowej od 0 m do 12 m dla światłowodów o nr 9 i 10



Rys. 7.17. Rozkłady odkształceń wzdłuż długości pomiarowej od 0 m do 8 m dla światłowodów o nr 11 i 12



Rys. 7.18. Rozkłady odkształceń wzdłuż długości pomiarowej od 0 m do 8 m dla światłowodów o nr 13 i 17

#### 7.4. Analiza wyników i wnioski

Przeprowadzone badanie nadawania podniesienia wykonawczego belce dwuteowej w skali technicznej stanowi wiedzę na temat powstających odkształceń w elemencie oraz problemach występujących podczas wykonywania takich zabiegów technologicznych.

Nieudana próba punktowego gięcia w pierwszym punkcie pomiarowym miała bardzo duże znaczenie poznawcze i uświadomiła autora na temat problemów technologicznych występujących podczas punktowego gięcia na zimno. Elementy podczas zginania prowadzącego do uplastycznienia części przekroju powinny być stabilizowane i zabezpieczane w taki sposób, aby zachować pierwotny kształt przekroju elementu. Już podczas przygotowywania elementów badawczych, opisanych w rozdziale 4.1 niniejszej pracy, stosowano element stabilizujący (rys. 7.19). Innym rozwiązaniem jest stosowanie wewnętrznych wałków (rolek) stabilizujących środnik (Rys 7.20). Wałek ten rozciąga element prostopadle do kierunku gięcia i tym samym prostuje pasy, które mają tendencję do zapadania się do wewnątrz przekroju podczas gięcia. Przy gięciu elementów do bardzo małych promieni istnieje niebezpieczeństwo rozerwania elementu. Innymi sposobami do



uniknięcia deformacji przekroju podczas gięcia są zmniejszenie prędkości nadawania odkształcenia oraz stopniowe doginanie elementu – uzyskanie docelowego ugięcia poprzez kilkukrotny przejazd belki przez maszynę do gięcia lub kilkukrotne obciążanie jednego punktu poczynając od obciążenia elementu w pierwszym kroku wartością siły dla uzyskania ugięcia sprężystego.



Rys. 7.19. Przykładowy element stabilizujący przekrój dwuteowy podczas gięcia rolkowego

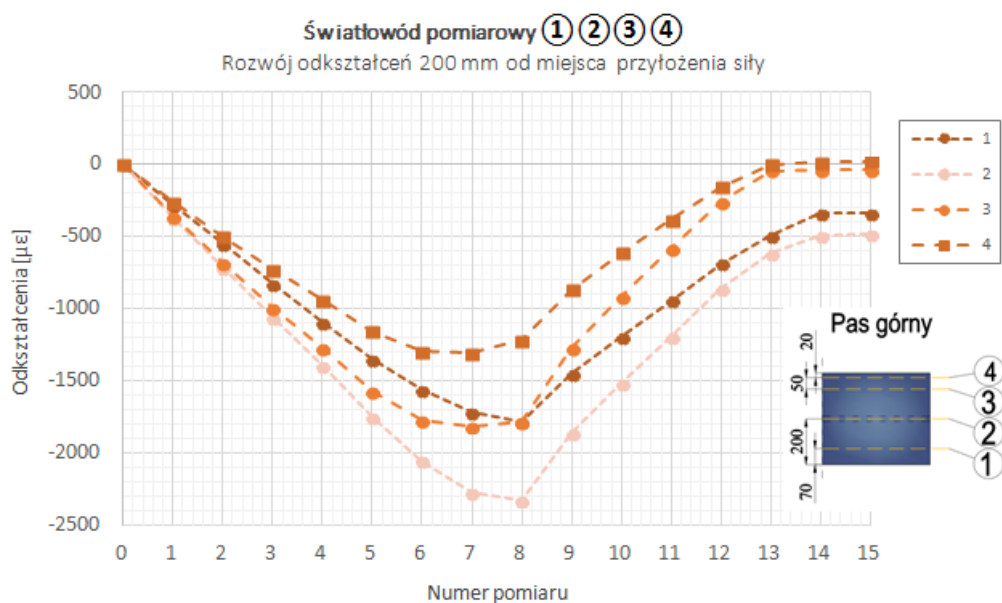


Rys. 7.20. Wewnętrzny wałek stabilizujący środek [źródło: [www.barnshaws.com](http://www.barnshaws.com)]

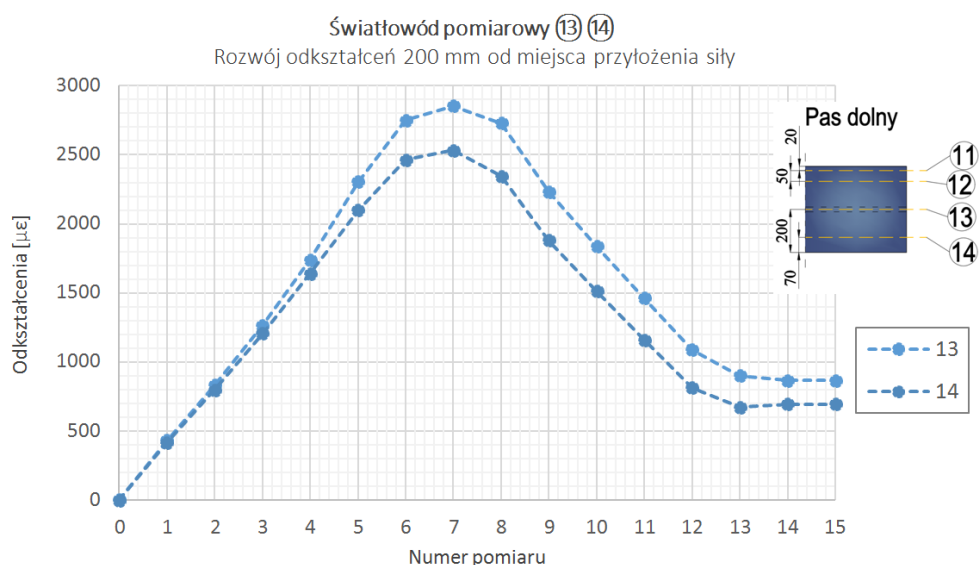
Powyższe problemy podczas nadawania wygięcia elementom prowadzą do wniosku, że **każdorazowo proces technologiczny gięcia wymaga projektu pod względem doboru rozstawu podpór, odległości pomiędzy punktami gięcia, prędkości nadawania obciążenia i rodzaju stabilizacji przekroju w celu zachowania pierwotnego konturu elementu.**

W drugim punkcie obciążenia zastosowano stabilizację środka poprzez zastosowanie dospawanego zebra. Spowodowało to zaburzenia pomiarów odkształceń co jest

widoczne na rysunkach 7.11 – 7.16 jako nagłe wzrosty odkształceń w miejscu zastosowanego żebra. Na rysunkach 7.21 i 7.22 przedstawiono pomiary odkształceń w punktach znajdujących się 200 mm od miejsca przyłożenia siły (miejsca zastosowania żebra). W pasie górnym odczytano odkształcenia ze wszystkich światłowodów, na pasie dolnym wyłącznie z dwóch z uwagi na uszkodzenie pozostałych światłowodów. Zestawione wyniki umożliwiają zaobserwowanie różnic w odkształceniach trwałych występujące po szerokości pasa – środkowa część pasa odkształca się w większym stopniu niż zewnętrzne części. Zjawisko takie ma podobny charakter jak efekt szerokiego pasa i wyjaśnia różne charakterystyki materiałowe dla próbek pobranych z różnych części pasa po gięciu na zimno (rozdział 4.6).



Rys. 7.21. Rozwój odkształceń w pasie górnym elementu podczas gięcia



Rys. 7.22. Rozwój odkształceń w pasie dolnym elementu podczas gięcia

Największe trwałe odkształcenia stali uzyskano w środkowej części pasa dolnego. Odkształcenia zmniejszają się wraz z oddalaniem się analizowanego punktu od środka. Dla analizy przekroju w odległości 200 mm od miejsca przyłożenia siły w pasie górnym maksymalne trwałe odkształcenie na zimno wyniosło 0,05 %, w pasie dolnym 0,08 %. Maksymalne trwałe odkształcenie w pasach, uwzględniając koncentrację odkształceń spowodowaną przyspawanym zębem, wyniosło 0,5 %. W żadnym miejscu w przekroju nie przekroczono zaproponowanego w niniejszej pracy granicznego odkształcenia na zimno stali równego 1,8 %, co potwierdza zachowanie kryteriów ciągliwości stali dla zastosowanej procedury wykonania podniesienia wykonawczego.

## **8. Podsumowanie i wnioski końcowe**

W pracy przedstawiono zagadnienia związane ze zmianą właściwości mechanicznych stali i układu naprężeń własnych po formowaniu na zimno dwuteowych kształtowników walcowanych ze stali S460M (stal drobnoziarnista po walcowaniu termomechanicznym). Opisano przebieg oraz rezultaty z przeprowadzanych badań materiałowych, badań określenia naprężeń własnych, dwóch symulacji w warunkach laboratoryjnych procesów gięcia na zimno dwuteowników (gięcie względem słabej i silnej osi przekroju). Przedstawiono również analizy numeryczne – rolkowe gięcie dwuteownika względem silnej osi i punktowe gięcie dwuteownika względem słabej osi przekroju.

Przeprowadzono szerokie badania materiałowe stali S460M odkształconej na zimno (rozdział 4), w których skład weszły badania na rozciąganie stali, ściskanie i udarność. Badania rozszerzono o próbki poddane wyżarzaniu normalizującemu, które wykonano w celu poprawy ciągliwości stali po gięciu na zimno. Łączne przebadanie 80 próbek na rozciąganie, 60 próbek na ściskanie i 400 próbek na udarność pozwoliło na weryfikację zmian we właściwościach materiałowych stali poddanej gięciu na zimno (rozdziały 4.3, 4.4, 4.5) i umożliwiło zaproponowanie dalszych prac badawczych. Uzyskane rezultaty wykazały zależność właściwości mechanicznych stali w stosunku do DCF - stopnia odkształcenia stali na zimno, od kierunku badania próbek (rozciąganie lub ściskanie) oraz od miejsca pobrania próbki z przekroju dwuteownika. Połowę próbek z każdego rodzaju poddano wyżarzaniu normalizującemu w celu poprawy ciągliwości stali. Uzyskane wyniki, dla próbek po wyżarzaniu, wykazały spadek granicy plastyczności stali o 35 % (w stosunku do wartości nominalnej) dla próbek ciskanych oraz rozciąganych niezależnie od miejsca pobrania próbki z przekroju (tab. 4.5 i tab. 4.6). Ponadto w pracy zaproponowano model szacowania granicy plastyczności w dwuteownikach giętych na zimno względem silnej osi w zależności od promienia gięcia (rozdział 4.6.4) oraz sformułowano ograniczenie odkształceń na zimno dla stali S460M (rozdział 4.6.5). Ograniczenie trwałego odkształcenia stali S460M do poziomu 1,8 % zapewnia zachowanie kryteriów ciągliwości stali (norma do projektowania PN-EN 1993-1-1 i norma wyrobu PN-EN 10025-4). Zaproponowane kryterium ograniczenia odkształceń na zimno dla stali S460M było punktem wyjścia do badań elementów w skali technicznej.

Na podstawie przebadanych 32 punktów metodą otworkową (punkty na elemencie prostym oraz elementach wygiętych) określono naprężenia walcownicze w elemencie referencyjnym (rys. 5.8) oraz układy naprężeń własnych w elementach po gięciu na zimno

(rys. 5.9 – 5.11). Przedstawiono zmiany układów naprężeń własnych oraz różnice w ich wartościach po gięciu na zimno w stosunku do układu naprężeń walcowniczych (rozdział 5). Największe osiągnięte wartości naprężeń własnych po gięciu na zimno sięgały wartości granicy plastyczności. Powyższe analizy uzupełniono o symulacje numeryczne gięcia rolkowego dwuteownika względem silnej osi, które potwierdziły uzyskane rozkłady i znakowanie naprężeń własnych po gięciu (rozdział 5.5).

W rozdziale 6 pracy opisano badanie doświadczalne polegające na gięciu punktowym dwuteownika względem słabej osi przekroju. Badanie nawiązywało do procesu wytwarzania łukowych dźwigarów mostowych w mostach typu *network arch*. Zastosowane podczas badania pomiary światłowodowe pozwoliły na analizę odkształceń na całej długości elementu i ocenę nakładania się stref uplastycznienia pomiędzy poszczególnymi punktami gięcia. Na podstawie eksperymentu wykonano walidację modelu numerycznego (rozdział 6.4). Analizy numeryczne wykazały zbieżność z badaniami modelowymi. Potwierdziły uzyskane w badaniach doświadczalnych odkształcenia stali na zimno i trwałe ugięcia po odciążeniu (6.4.2). Skalibrowany model numeryczny, posłużył do określenia naprężeń własnych w elemencie po gięciu na zimno względem słabej osi przekroju (rozdział 6.4.4).

W rozdziale 7 przedstawiono opis nadawania podniesienia wykonawczego w warunkach laboratoryjnych. Badanie wykonano dla belki mostowej w skali technicznej. Podczas badania skupiono się na problemach technologicznych występujących podczas punkowego gięcia na zimno oraz zidentyfikowano zmienny poziom odkształceń po szerokości pasów. Całość badania pozwoliła na określenie stopnia trwałego odkształcenia na zimno stali podczas wykonywania podobnych procesów w praktyce.

Powyższe analizy pozwoliły na sformułowanie wniosków:

1. Zmiany właściwości mechanicznych stali po gięciu na zimno dwuteownika względem silnej osi są zależne od analizowanego miejsca w przekroju oraz od promienia gięcia elementu (rozdział 4.6.1).
2. Próbki materiałowe pobrane z pasa górnego (pas rozciągany podczas procesu gięcia) wykazują wzrost granicy plastyczności stali średnio o ok. 50 MPa (11 % wartości referencyjnej) i wzrost wytrzymałości na rozciąganie średnio o ok. 25 MPa (5 % wartości referencyjnej). Wpływ procesu gięcia jest bardziej wyraźny w próbkach pobranych ze środkowej części pasa – przy połączeniu ze środkiem (rys 4.21).
3. Największe zmiany właściwości zaobserwowano w pasie dolnym (ściskanym podczas gięcia). W skrajnych częściach pasa podczas badań zaobserwowano **obniżenie granicy**

- plastyczności o  $0,43 f_y$** , z kolei w środkowej części pasa wzrost granicy plastyczności o ok. 50 MPa.
4. We wszystkich miejscach przekroju w analizowanych elementach zaobserwowano spadek wydłużenia próbek przy zerwaniu, a największą redukcję, równą ok. 10-15 % zaobserwowano w pasach w miejscach połączenia ze środkiem. W pozostałych punktach pomiarowych redukcja wyniosła ok. 5-7 %.
  5. W pasie górnym (rozciągany podczas gięcia) nastąpiło **obniżenie granicy plastyczności na ściskanie w skrajnych częściach pasa o średnią wartość  $0,18 f_y$** , z kolei w pasie dolnym (ściskanym podczas gięcia) **granica plastyczności na ściskanie wzrosła o średnią wartość  $0,18 f_y$**  (rozdział 4.6.2).
  6. Przeprowadzone badania potwierdzają zależność właściwości mechanicznych od zwrotu siły podczas badania próbek (ściskanie lub rozciąganie), co z kolei potwierdza występowanie efektu Bauschingera w elementach giętych na zimno. Rozróżnia się inny model pracy materiału na ściskanie w porównaniu do rozciągania. Należy również podkreślić fakt zmiany nachylenia sprężystej części wykresu  $\sigma$ - $\varepsilon$  – w przekroju występuje zmienny moduł Young'a (rozdział 4.6.2).
  7. Wszystkie próbki stali pobrane z kształownika giętego na zimno (niezależnie od miejsca pobrania próbki z przekroju i stopnia odkształcenia na zimno) poddane wyżarzaniu w temperaturze 890 °C przez okres 1 godziny osiągają granicę plastyczności równą 0,65 % nominalnej granicy plastyczności dla stali S460M (zarówno dla rozciągania i ściskania stali). Wniosek stanowi potwierdzenie wytycznych normowych, że stale drobnoziarniste S460M nie powinny być normalizowane po walcowaniu, ponieważ powoduje to znaczne obniżenie parametrów wytrzymałościowych (tab. 4.5 i tab. 4.6).
  8. Przeprowadzone badania udarności wykazały niewielkie zmiany w udarności stali odkształconej na zimno. W każdym analizowanym promieniu gięcia oraz elemencie referencyjnym najniższe wartości udarności uzyskano dla temperatury -20°C w miejscu połączenia pasów ze środkiem, wartość wynosiła dla elementu referencyjnego od 50 do 100 J, dla elementów giętych na zimno od 10 do 50 J (rozdział 4.5).
  9. Udarność badana w temperaturze -20°C dla próbek pobranych ze skrajnych części pasów osiągała wartości w granicach od 150 do 250 J, co stanowi spełnienie wymagań normowych z dużym zapasem bezpieczeństwa [92].
  10. Badania udarności dla stali poddanej wyżarzaniu normalizującemu wykazały, że udarność dla takiego elementu nie jest zależna od miejsca pobrania próbki i zachowuje



się podobnie w każdym analizowanym miejscu. Dla elementu referencyjnego wartości przyjmowały wartości od 125 – 175 J. Wartości w całym przekroju elementów giętych na zimno przyjęły podobne wartości na poziomie od 50 J do 125 J (rozdział 4.5).

11. Po wyżarzeniu normalizującym element uzyskuje pod względem udarnośći jednolitę właściwość w całym przekroju (rys. 4.15 – 4.19).

Powyższe wnioski stanowią o zrealizowaniu celu naukowego nr 1 wg rozdziału 3.

12. **Ograniczenie stopnia odkształcenia na zimno DCF do 1,8 % pozwala spełnić kryteria ciągłości dla stali S460M wg PN-EN 1993-1-1 [93] oraz PN-EN 10025-4 [92] (rozdział 4.6.5).**

Powyższy wniosek stanowi o zrealizowaniu celu naukowego nr 2 wg rozdziału 3.

13. Naprężenia własne w belkach giętych rolkowo na zimno wyznaczone w badaniach charakteryzują się podobnymi układami (znakowaniem) niezależnie od promienia gięcia, ale **reprezentują odmienne rozkłady niż naprężenia walcownicze w elemencie prostym** (rozdział 5.4).
14. Teoretyczne rozkłady zaproponowane przez Timoshenko nie pokrywają się z wynikami eksperymentalnymi. Bliższy rzeczywistości jest model zaproponowany przez Spoorenberg'a, Pomiary dla pasa dolnego wykazują zadowalającą zbieżność z modelem Spoorenberg'a, dla promieni gięcia  $R = 4,46$  m i  $R = 6,61$  m różnice ok 10 – 15%. Dla promienia  $R = 2,46$  m różnice wynosiły ok. 30 %.
15. Największa osiągnięta wartość naprężeń własnych w pasie górnym (rozciągającym podczas gięcia rolkowego) wynosiła ok.  $0,95 f_y$  (dla promienia  $R = 2,46$  m), średnia wartość wynosiła ok.  $0,5 f_y$ . W pasie dolnym (ściskającym podczas gięcia) naprężenia mają różne znaki i zdecydowanie największe wartości osiągają w środkowej części pasa – rozciąganie o wartościach bliskich granicy plastyczności (największa uzyskana wartość dla promienia  $R = 2,46$  m to 1,07 nominalnej granicy plastyczności – rys. 5.11). W skrajnych częściach pasa dolnego po gięciu występują naprężenia oscylujące wokół wartości zerowej przy maksymalnej wartości naprężeń rozciągających równej ok.  $0,21 f_y$  (rys. 5.11), a naprężeń ściskających równych ok.  $-0,24 f_y$  (rys. 5.10).

Powyższe wnioski stanowią o zrealizowaniu celu naukowego nr 3 wg rozdziału 3.

16. Jednoznacznie pokazano jak zachowują się elementy podczas gięcia na zimno. Wykonane badania doświadczalne (gięcie punktowe dwuteownika HD względem słabej osi oraz gięcie na zimno dwuteownika HL względem silnej osi) potwierdzają, że osiągnięte odkształcenia podczas gięcia na zimno w dotychczasowych procedurach nie przekraczają zalecanych w niniejszej pracy granicznych odkształceń na zimno (ograniczenie do 1,8 %). **Potwierdza to poprawność stosowanych rozwiązań technologicznych z uwagi na zachowanie kryteriów ciągłości stali S460M po odkształceniu na zimno.** Tym samym wykazano, że gięcie stosowanych na rynku największych elementów (HL1100 w mostach belkowych i HD400 w łukach) z uwagi na zachowanie kryteriów ciągłości stali S460M po odkształceniu na zimno jest uzasadnione i technicznie możliwe. To umożliwi stworzenie formalnych wymagań, jakie muszą być spełnione w przypadku elementów giętych na zimno do zastosowań we współczesnym mostownictwie bez konieczności naruszania *know-how* firm dostarczających elementy na rynek.
17. Proces gięcia na zimno powinien każdorazowo podlegać projektowi w zakresie: liczby punktów gięcia, odległości pomiędzy punktami gięcia, układu podpór stałych oraz granicznych promieni gięcia.

Powyższe wnioski stanowią o zrealizowaniu celu naukowego nr 4 wg rozdziału 3.

18. Zbudowano skalibrowany model numeryczny procesu gięcia kształtownika HD względem słabej osi (rozdział 6.4).
19. Uwzględnienie naprężeń walcowniczych w modelu numerycznym nie ma znaczącego wpływu na wartości uzyskiwanych naprężeń własnych po gięciu – różnice do maksymalnie 10 %. Uwzględnienie naprężeń walcowniczych w modelu numerycznym miało jednak znaczenie przy określaniu trwałego ugięcia elementu po odciążeniu (rozdział 6.4.3).
20. Przedstawiony model może posłużyć do ustalenia naprężeń własnych niezbędnych do dalszych analiz związanych z nowymi metodami projektowania łuków w mostach typu *network arch*.

Powyższe wnioski stanowią o zrealizowaniu celu naukowego nr 5 wg rozdziału 3.

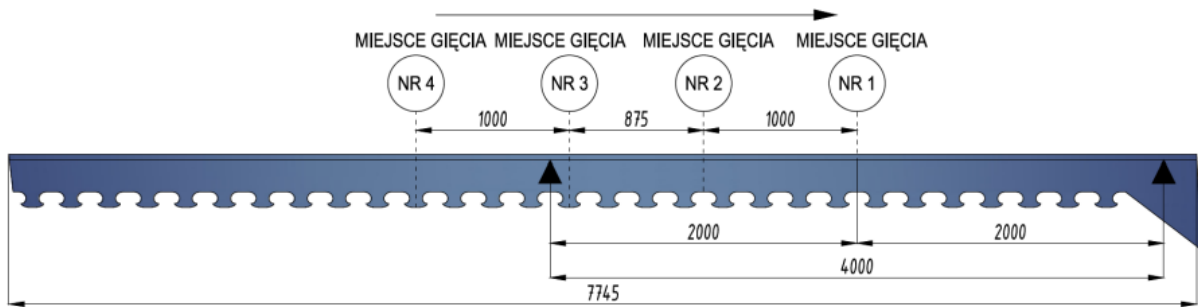
### **Kierunki dalszych badań**

W oparciu o przeprowadzone analizy i badania doświadczalne oraz zdobyte doświadczenie podczas przygotowania niniejszej rozprawy doktorskiej Autor uważa za słuszne podjęcie dalszych kierunków badań:

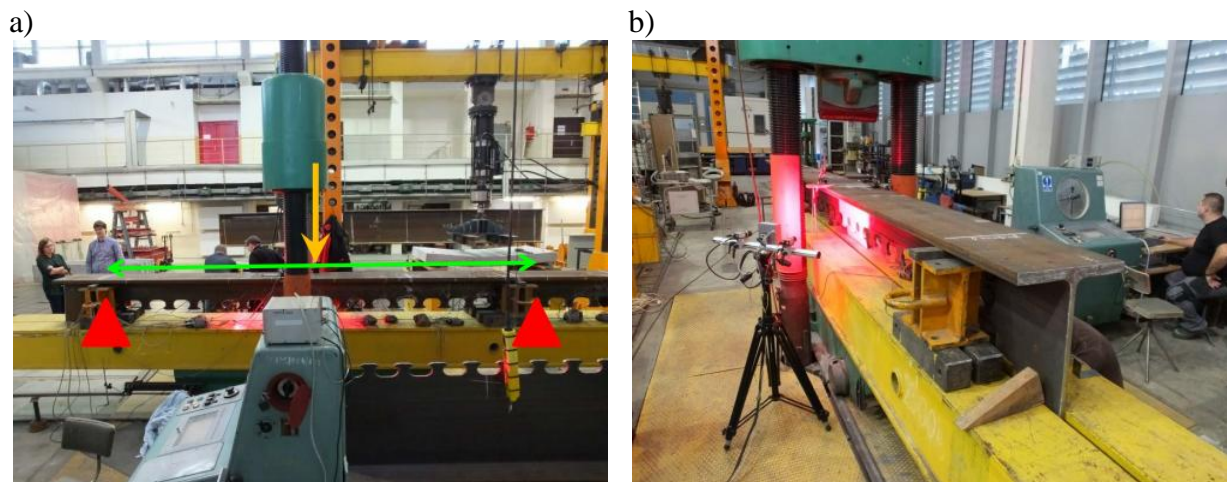
1. Badania wpływu gięcia na zimno dwuteowników gorącowalcowanych dla większego zakresu promieniami gięcia i rodzajów kształtowników (weryfikacja dla innych stopni odkształcenia na zimno).
2. Badania wpływu wyżarzania odpuszczającego na właściwości stali poddanej odkształceniom na zimno.
3. Opracowanie modelu szacowania granicy plastyczności dla dwuteowników giętych względem słabej osi i rozbudowanie modeli o granicę plastyczności z uwagi na ściskanie.
4. Rozbudowanie modelu MES o wielokrotny przejazd elementu przez maszynę do gięcia i tym samym modelowanie procesu gięcia rolkowego do uzyskania mniejszych promieni.
5. Z uwagi na powstawanie innowacyjnych zespolonych stalowo-betonowych konstrukcji mostowych z zastosowaniem giętych na zimno teowników z wyciętym kształtem MCL, uważa się za zasadne przeanalizowanie rozkładu odkształceń na zimno w obrębie zęba stalowego MCL. Zastosowanie giętych na zimno teowników ma na celu zastąpienie spawanych teowników, w których łukowy kształt elementów nadawany jest poprzez odpowiednie, łukowe wycięcie blach – będące cięciem odpadowym (rys. 8.1). Autor wraz z Promotorem podjęli już wstępne prace przygotowawcze w tym kierunku, które będą przedmiotem dalszych analiz (rys. 8.2, rys. 8.3).



Rys. 8.1. Spawane teowniki z wyciętym kształtem MCL oraz nadanym podniesieniem wykonawczym  
[Zdjęcie: W. Lorenc]



Rys. 8.2. Schemat przedstawiający element badawczy z lokalizacją punktów gięcia



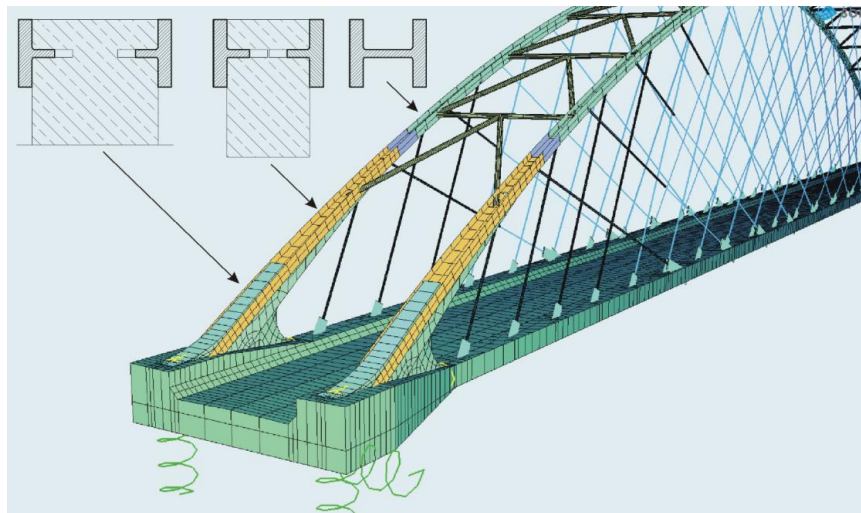
Rys. 8.3. Widok stanowiska badawczego: a) widok boczny, b) widok podparcia elementu, [Zdjęcia: Autor]

6. Kierunki dalszych badań powinny być skierowane również na gięte na zimno teowniki względem osi prostopadłej do pasa. Takie rozwiązanie zastosowano w zakotwieniu stalowego łuku w pomoście mostu typu *network arch* nad Wisłą w Krakowie (rys. 8.4, 8.5). Autor wraz z Promotorem podjęli już wstępne prace badawcze nad gięciem teowników względem osi prostopadłej do pasa (rys. 8.6).

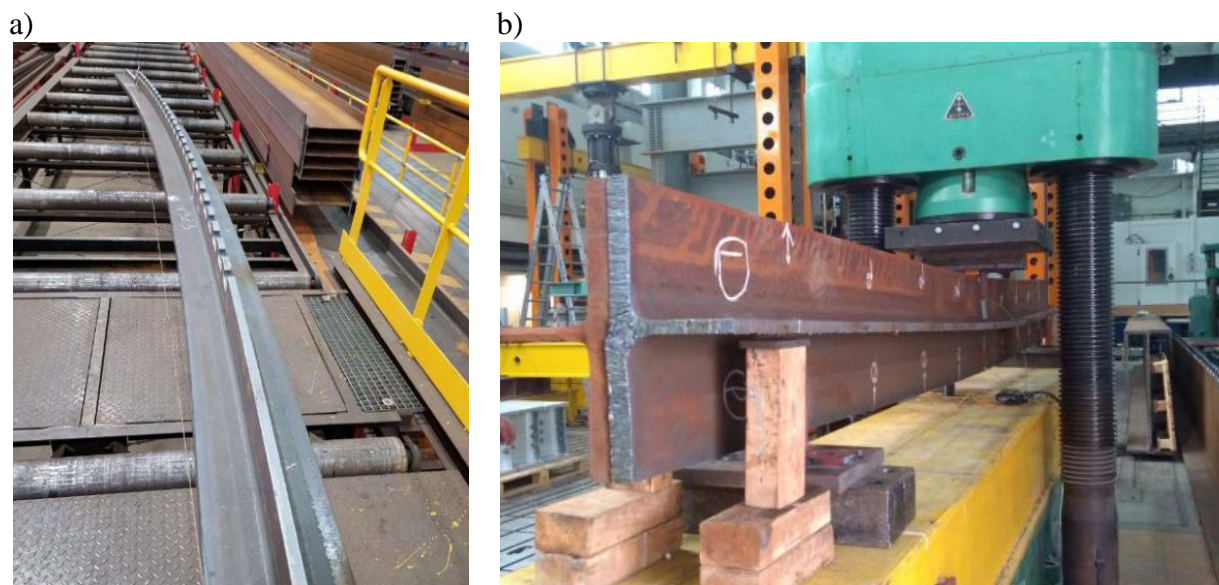


Rys. 8.4. Widok mostu przez Wisłę w Krakowie [zdjęcie: W. Lorenc]



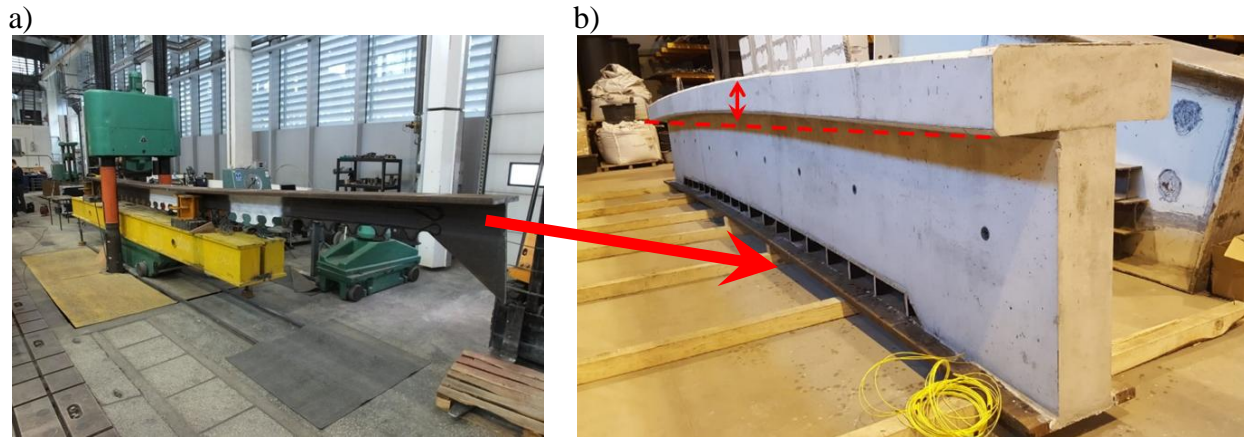


Rys. 8.5. Widok modelu MES mostu przez Wisłę w Krakowie z przedstawioną koncepcją zakotwienia dźwigara stalowego w pomoście [36]



Rys. 8.6. Widok teownika po gięciu na zimno: a) zdjęcie z zakładu prefabrykacji [zdjęcie: ArcelorMittal], b) badania wstępne prowadzone na Politechnice Wrocławskiej [zdjęcie: Autor]

7. Zastosowanie elementów poddanych gięciu na zimno w konstrukcjach mostowych, gdzie występują różnoimienne naprężenia wymaga podjęcia badań pod kątem analizy zmęczeniowej stali odkształconej na zimno oraz belek, które zawierają elementy gięte na zimno. W tym aspekcie Autor wraz z Promotorem podjęli wstępnie dalsze kroki badawcze polegające na przygotowaniu elementu zespolonego, w którym część stalowa została poddana gięciu na zimno w celu uzyskania podniesienia wykonawczego (rys. 8.7). Element zostanie poddany obciążeniem cyklicznym w belce zespolonej.



Rys. 8.7. Przygotowanie elementu do badań cyklicznych: a) widok elementu po wykonaniu punktowego gięcia na zimno [zdjęcie: *Autor*], b) widok belki zespolonej stalowo-betonowej z podniesieniem wykonawczym [zdjęcie: *Autor*]



## 9. Literatura

- [1] Abaqus FEA 6.14, *Abaqus FEA Documentation*, 2014.
- [2] Adams P. E.: *Plastic Design in High Strength Steel*, Ph.D. Dissertation, Lehigh University, Bethlehem, PA, 1966.
- [3] Adamski M.: *Naprężenia własne. Przykłady pomiarów ultradźwiękowych*, Biuro Gamma, Warszawa 1999.
- [4] Alpsten G.: *Residual stresses, yield stress, and the column strength of hotrolled and roller-straightened steel shapes*, IABSE Reports of the Working, no. 23, pp. 39–59, 1975.
- [5] American Institute of Steel Construction, *Curved Steel. A reference for architects and engineers*, Chicago, 2006.
- [6] Ashraf M., Gardner L., Nethercot D.: *Finite element modelling of structural stainless steel cross-sections*, Thin Walled Struct, vol. 44, no. 10, pp. 1048-1062, 2010.
- [7] Barnshaw R.: *Bending Considerations in Steel*, Modern Steel Construction AISC, no. 11, pp. 42-43, 2009.
- [8] Bauschinger J.: *Über die Veränderung der Elasticitätsgrenze und des Elasticitätsmoduls*, Civilling N.F., no. 27, 1881.
- [9] Beedle L. S., Tall L.: *Basic Column Strength*, Civil and Environmental Engineering, 1959.
- [10] Biegus A.: *Stalowe budynki halowe*, Arkady, Warszawa 2010.
- [11] Bjorhovde R.: *Cold bending of wide-flange shapes for construction*, Engineering Journal, no. 4, pp. 271-286, 2006.
- [12] Bo D.: *Curved member Design. Design Guide 33*, American Institute of Steel Construction, 2016.
- [13] Britvec S. J., Chajes A., Warren K. W., Uribe J., Winter G.: *Effects of cold work in cold-formed steel structural members*, Center for Cold-Formed Steel Structures Library, Ithaca, New York 1970.
- [14] Brzoska Z.: *Wytrzymałość materiałów*, PWN, Warszawa 1974.
- [15] Czech M. i Sielamowicz I.: *Stany sprężysto-plastyczne i nośność graniczna układów prętowych*, PWN, Warszawa 2013.
- [16] Dobrzański L.: *Podstawy nauki o materiałach*, Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice 2012.
- [17] Doswell D.: *Design Guide 33. Curved Member Design*, American Institute of Steel Construction, 2018.
- [18] Dudek K.: *Dokładność metody otworkowej w ocenie naprężeń własnych w elementach ustrojów nośnych maszyn roboczych*, Problemy Maszyn Roboczych, pp. 17-27, tom. Z. 24, 2004.
- [19] ECCS-CECM-EKS: *Publication No. 33: Ultimate Limit State Calculation of Sway Frames with Rigid Joints*, Brussel 1984.
- [20] ECCS: *Ultimate limit state calculations of sway frames with rigid joint*. Technical Working Group 8.2-System, European Convention for the Constructional Steelwork, Paris 1984.
- [21] ECCS IC 2: *Weldable fine-grained structural steels - Recommendations for processing in particular for welding*, 1983.
- [22] ECCS: *Manual on stability of steel structures*, ECCS Committee 8 Stability, 1976.
- [23] Gergess A., Sen R.: *Cambering structural steel I-girders using cold bending*, Journal of Constructional Steel Research, no. 64, pp. 407-417, 2008.
- [24] Gergess A., Sen R.: *Cold bending HPS 485W steel bridge girders*, Journal of Constructional Steel Research, vol. 68, no. 5, pp. 1549-1557, 2009.

- [25] Gergess A., Sen R.: *Cold curving symmetric unstiffened I-girders*, Journal of Constructional Steel Research, vol. 61, no. 4, pp. 473-492, 2005.
- [26] Gergess A., Sen R.: *Curving structural steel girders by two-point bending*, Journal of Constructional Steel Research, no. 122, pp. 511-519, 2016.
- [27] Gergess A., Sen R.: *Fabrication of unsymmetrical curved plate girders by cold bending*, Journal of Constructional Steel Research, vol. 61, no. 10, pp. 1353-1353, 2005.
- [28] Gergess A., Sen R.: *Full-scale cold bending demonstration test*, Journal of Constructional Steel Research, vol. 63, no. 10, pp. 1295-1304, 2007.
- [29] Gergess A., Sen R.: *Refined analysis for cold bending steel plate girders*, Journal of Constructional Steel Research, vol. 63, no. 5, pp. 667-676, 2007.
- [30] Guan B., Zang Y., Diping W., Qin Q.: *Stress-inheriting behavior of H-beam during roller straightening process*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 244, pp. 253-272, 2017.
- [31] HISTAR®. *Nowatorska stal o wysokiej wytrzymałości przeznaczona do ekonomicznych konstrukcji stalowych*, 2020.
- [32] Hadjioannou M., Douthe C., Gantes C.: *Influence of residual stresses induced by cold curving on the resistance of I-section steel members*, EUROSTEEL 2011, Budapest, 2011.
- [33] Jastrzębski P., Mutermilch J., Orłowski W.: *Wytrzymałość materiałów cz. 2*, Arkady, Warszawa 1986.
- [34] Johansson B., Maquoi R., Sedlacek G., Muller C., Beg D.: *Commentary and worked examples to EN 1993-1-5 "Plated Structural Elements"*, EUR 22898 EN; 2007.
- [35] Kaczmarek T., Galewski T., Topolewicz K., Sęk R., Ochojski W., Lorenc W., Kożuch M.: *Mosty network arch z zastosowaniem dwuteowników HD giętych na zimno*, Mosty nr 6, s. 58-61, 2018.
- [36] Kaczmarek T., Galewski T., Topolewicz K., Sęk R., Radziecki A., Ochojski W., Kożuch M., Lorenc W.: *Polish experience with network arch bridges using cold-bent HD sections*, Steel Construction, vol. 13, nr 4, pp. 271-279, 2020.
- [37] Kaufmann E., Metrovich B., Pense A.: *Characterization of Cyclic Inelastic Strain Behavior on Properties of A572 Gr. 50 and A913 Gr. 50 Rolled Sections*, ATLSS Report No. 01-13, Bethlehem 2001.
- [38] King C., Brown D.: *Design of Curved Steel*, The Steel Construction Institute, 2001.
- [39] Kubica E., Rykaluk K., Lorenc W., Kożuch M.: *Kształtowanie rozciętych dwuteowników walcowanych pod kątem stosowania w belkach zespolonych*, Zespolone Konstrukcje Mostowe, Kraków 2009.
- [40] Kudryavtsev Y.: *Handbook of Experimental Solid Method*, Springer, pp. 371-387, New York 2008.
- [41] Kuhn B.: *Beitrag zur Vereinheitlichung der europäischen Regelungen zur Vermeidung von Sprodbbruch*, Dissertation am Lehrstuhl für Stahlbau, 2005.
- [42] Kuhn B., Sedlacek G.: *Innovative rules in Eurocode 3, Part 1-10 for choice of material toughness and the wide range of applicability*, NSCC, 2009.
- [43] Lange J., Grages H.: *Influence of the Bauschinger Effect on the Deflection Behaviour of Cambered Steel and Steel Concrete Composite Beams*, Structural Engineering International, vol. 19, no. 4, pp. 410-414, 2009.
- [44] Lange J., Grages H.: *New results of material analysis regarding the Bauschinger-Effect on the deflection of composite beams*, International Conference on Composite Construction in Steel and Concrete, 2008.
- [45] Lay M., Ward R.: *Residual stresses in steel sections*, Journal of the Australian Institute of Steel Construction, vol. 3, no. 3, pp. 2-21, 1969.

- [46] Marcinczak K.: *Gięcie na zimno wyrobów gorącowalcowanych*, Builder, nr 8, s. 84-87, 2017.
- [47] Marcinczak K.: *Właściwości mechaniczne stali S460M poddanej gięciu na zimno - wybrane wyniki badań*, Builder, nr 4, s. 117-119, 2020.
- [48] Marcinczak K., Lorenc W.: *Modelowanie procesu gięcia na zimno dwuteowników walcowanych*, Materiały Budowlane, nr 5, s. 101-102, 2016.
- [49] Marcinczak K., Marcinczak D.: *Gięcie na zimno dwuteownika HL1100*, Builder, nr 4, s. 114-116, 4 2020.
- [50] Marcinczak K., Lorenc W., Rowiński S.: *Pomiar naprężeń własnych w kształtowniku stalowym metodą otworkową*” Materiały Budowlane, nr 4, s. 103-104, 2018.
- [51] Medwadowski J.: *Stalowe konstrukcje budowlane*, PWN, Warszawa 1980.
- [52] Mischke J., Joncab J.: *Simulation of the roller straightening process*, Journal of Materials Processing Technology, 1992.
- [53] Packer J. A., Henderson J.: *Hollow structural sections: Connections and trusses*, Canadian Institute of Steel Construction, 1997.
- [54] Pater Z., Samołyk G.: *Podstawy teorii i analizy obróbki plastycznej metali*, Politechnika Lubelska, Lublin 2013.
- [55] Pater Z., Samołyk G.: *Podstawy technologii obróbki plastycznej metali*, Politechnika Lubelska, Lublin 2013.
- [56] Pi Y.-L., Bradford M.: *Out-of-plane strength design of fixed steel I-section*, Journal of Structural Engineering, ASCE, 2005.
- [57] Poudre D.: *Inelastic spatial stability of circular wide flange steel arches*, Technische Universiteit Eindhoven, Eindhoven 2005.
- [58] Ramberg W., Osgood W. R.: *Description of stress-strain curves by three parameters*, Technical Note No. 902, National Advisory Committee For Aeronautics, Washington DC, 1943.
- [59] Reidar B.: *Cold Bending of Wide-Flange Shapes for Construction*, Engineering Journal, vol. 43, no. 4, pp. 271-286, 2006.
- [60] Ricker D.: *Cambering Steel Beams*, Engineering Journal, AISC, vol. 26, pp. 136-142, 1989.
- [61] Riviezzi G.: *Curving Structural Steel*, Steel Construction, vol. 18, no. 3, pp. 2-12, Australian Institute of Steel, 1984.
- [62] Rowiński S.: *Wytrzymałość zmęczeniowa łącznika stalowego w innowacyjnym zepoleniu belki stalowo-betonowej*, Rozprawa doktorska, Wydział Budownictwa Lądowego i Wodnego Politechniki Wrocławskiej, Wrocław, 2012.
- [63] Rykaluk K.: *Konstrukcje metalowe. Część I*, Dolnośląskie Wydawnictwo Edukacyjne, Wrocław 2016.
- [64] Schajer G., Rolfe S.: *Practical residual stress measurement method*, John Wiley and Sons Ltd., 2013.
- [65] Schajer G., Whitehead P. S., *Hole-Drilling Method for measuring residual stresses*, Morgan and Claypool Publishers, 2018.
- [66] Schleizer G., Fischer F.: *Residual stress formation during the roller straightening of railway rails*, International Journal of Mechanical Sciences, vol. 43, no. 10, pp. 2281-2295, 2001.
- [67] Sedlacek G., Feldmann M., Kühn B. T. D., Höhler S., Müller C., Hensen W., Stranghöner N., Dahl W., Langenberg P., Münstermann S., Brozetti J., Raoul J., Bijlaard F.: *COMMENTARY AND WORKED EXAMPLES to EN 1993-1-10 "Material toughness and through thickness properties" and other toughness oriented rules in EN 1993*, 2008.

- [68] Spoorenberg R. C., Snijder H., Hoenderkamp J.: *Proposed residual stress model for roller bent steel wide flange sections*, Journal of Constructional Steel Research, vol. 67, no. 6, pp. 992-1000, 2011.
- [69] Spoorenberg R. C., Snijder H., Hoenderkamp J.: *Experimental investigation of residual stresses in roller bent wide flange steel sections*, Journal of Constructional Steel Research, vol. 66, no. 6, pp. 737-747, 2010.
- [70] Spoorenberg R. C., Snijder H., Hoenderkamp J.: *Mechanical properties of roller bent wide flange sections - Part 1: Experimental investigation*, Journal of Constructional Steel Research, vol. 68, no. 1, pp. 51-62, 2012.
- [71] Spoorenberg R. C., Snijder H., Hoenderkamp J.: *Mechanical properties of roller bent wide flange sections — Part 2: Prediction model*, Journal of Constructional Steel Research, vol. 68, no. 1, pp. 63-77, 2012.
- [72] Spoorenberg R. C., Snijder H., Cajot L.-G., May M.: *Experimental investigation on residual stresses in heavy wide flange QST steel sections*, Journal of Constructional Steel Research, vol. 89, pp. 63-74, 2013.
- [73] Sęk R., Szewczyk K., Pilujski B., Sobala D., Lorenc W., Kożuch M.: *Bridge over Vistula river in Cracow: The first railway network arch bridge using cold-bent HD sections and composite dowels*, IABSE, Wrocław 2020.
- [74] Timoshenko S.: *Strength of materials. Part II advanced theory and problems*, D. Van Nostrand Company, New York 1940.
- [75] Yin J., Zhao J., Wang S., Wan X., Li Y.: *Principle of multi-roller straightening process and quantitative resolutions of straightening strategies*, Journal of Iron and Steel Research, International, vol. 21, no. 9, pp. 823-829, 2014.
- [76] Young B. W.: *Residual stresses in hot rolled members*, IABSE Reports of the working commissions, no. 23, pp. 25–38, 1975.
- [77] Zanon R., Assad M., Rademacher D., Lorenc W.: *Tied-arch bridges with jumbo shapes as arch member - state of the art and developments*, World Steel Bridge Symposium, Construzioni Metalliche, no. 2, 2020.
- [78] Zanon R., Rademacher D., Ochojski W.: *Netzbogenbrücken mit HD-Profilen - Ein neuer Trend*, Revue Technique Luxembourgeoise, 2019.
- [79] Zanon R., Axmann G., Gerardy J.-C., Plumier A.: *The use of heavy rolled sections in High-rise buildings: Current practice and future Innovation*, Construmetal, Sao Paulo, 2012.
- [80] Zanon R., Matos R., Rademacher D., Lorenc W.: *Network arch bridges with roller sections: ideas for economic and durable detailing*, Coimbra, Portugal, 2019.
- [81] Ziemian R. D.: *Guide to stability design criteria for metal structures*, John Wiley and Sons, 2010.

#### Normy

- [82] ASME, *Boiler & Pressure Vessel Code, BPVC-VIII-1, Section VIII, Rules for Construction of Pressure Vessels, Division 1*, American Society of Mechanical Engineers, New York, 2015.
- [83] BS 5950: *Specification for unfired fusion welded pressure vessels*, 1997.
- [84] DIN 18800-1:2008, *Steel structures - Part 1: Design and construction*.
- [85] PN-90/B-03200. *Konstrukcje stalowe. Obliczenia statyczne i projektowanie*.
- [86] PN-EN 1090-2:2008. *Wykonywanie konstrukcji stalowych i aluminiowych - Część 2: Wymagania techniczne dotyczące wykonania konstrukcji stalowych*.
- [87] PN-EN 10034:1996. *Dwuteowniki I i H ze stali konstrukcyjnej - Dopuszczalne odchyłki wymiarowe i odchyłki kształtu*.

- [88] PN-EN 1993-1-1:2006. *Eurokod 3: Projektowanie konstrukcji stalowych. Część 1-1: Reguły ogólne i reguły dla budynków..*
- [89] PN-EN 1993-1-10. *Eurokod 3: Projektowanie konstrukcji stalowych. Część 1-10: Dobór stali ze względu na odporność na kruche pękanie i ciągliwość międzywarstwową..*
- [90] PN-EN ISO 6892-1:2010. *Próba rozciągania. Część 1: Metoda badania w temperaturze pokojowej.*
- [91] PN-EN ISO 148-1:2010. *Metale - Próba udarności sposobem Charpy'ego - Część 1: Metoda badania.*
- [92] PN-EN 10025-4:2007. *Wyroby walcowane na gorąco ze stali konstrukcyjnych. Część 4: Warunki techniczne dostawy spawalnych stali konstrukcyjnych drobnoziarnistych po walcowaniu termomechanicznym..*
- [93] PN-EN 1993-1-8:2006. *Eurokod 3: Projektowanie konstrukcji stalowych. Część 1-8: Projektowanie węzłów.*

## 10. Streszczenie

### Tytuł:

Zmiana właściwości wytrzymałościowych stali i układu naprężeń własnych po formowaniu na zimno dwuteowych kształtowników walcowanych ze stali S460M

### Streszczenie:

Dwuteowe kształtowniki gięte na zimno stosowane są w budownictwie kubaturowym oraz mostowym jako belki z podniesieniem wykonawczym, przekrycia łukowe, krzywoliniowe formy architektoniczne a ostatnio również jako łukowe dźwigary mostowe w mostach typu *network arch*. Szeroki zakres zastosowań wymaga weryfikacji wpływu procesu formowania dwuteowników na zimno na stalowe elementy dwuteowe. W rozprawie doktorskiej podjęto zagadnienie oceny zmian właściwości mechanicznych stali i układu naprężeń własnych po formowaniu na zimno dwuteowych kształtowników walcowanych ze stali S460M.

Szerokie studia literaturowe, dotyczące zachowania się stali odkształconej na zimno wykazały, że istnieje potrzeba przeprowadzenia badań naukowych w celu określenia dopuszczalnego stopnia odkształcenia na zimno dla nowoczesnych stali drobnoziarnistych oraz powstałych układów naprężeń własnych w elementach dwuteowych po procesie gięcia na zimno.

Analizy rozpoczęto od przeprowadzenia badań materiałowych próbek stalowych pobranych z dwuteowych elementów giętych rolkowo na zimno względem silnej osi przekroju. Przeanalizowano próbki o czterech różnych stopniach odkształcenia na zimno poddając je statycznej próbie rozciągania i ściskania oraz przeprowadzono badania udarności. Łącznie przebadano 80 próbek na rozciąganie, 60 próbek na ściskanie i 400 próbek do badań udarności. Podczas badań zweryfikowano również wpływ procesu wyżarzania stali odkształconej na zimno na jej parametry wytrzymałościowe. Na podstawie analiz oszacowano graniczne dopuszczalne odkształcenie stali na zimno, które pozwala zachować kryteria ciągłości stali. Zaproponowano również model do oszacowania granicy plastyczności w różnych strefach w przekroju, w dwuteownikach giętych na zimno względem silnej osi.



Na podstawie wykonanych badań metodą otworkową (*hole drilling*) określono naprężenia walcownicze w prostym elemencie referencyjnym oraz naprężenia własne powstałe po gięciu na zimno. Badania przeprowadzono dla 32 punktów pomiarowych – 8 na elemencie referencyjnym i 24 na dwuteowych elementach giętych na zimno różnymi promieniami. Zbudowano również model numeryczny procesu rolkowego gięcia na zimno dwuteowników względem silnej osi w środowisku *Abaqus*. Badania i analizy numeryczne pozwoliły określić inne niż dla elementów prostych układy naprężeń własnych oraz poddać weryfikacji modele teoretyczne występujące w literaturze, które pozwalają oszacować naprężenia po gięciu na zimno.

W rozprawie doktorskiej przedstawiono dwa badania w skali technicznej polegające na odwzorowaniu w warunkach laboratoryjnych procesów technologicznych stosowanych w przemyśle. Pierwsze badanie polegało na gięciu punktowym dwuteownika względem słabej osi grubościennego przekroju typu HD. Badanie nawiązywało do procesu wytwarzania łukowych dźwigarów mostowych w mostach typu *network arch*. Zastosowane podczas badania pomiary światłowodowe pozwoliły na analizę odkształceń stali na zimno na całej długości elementu oraz ocenę nakładania się stref uplastycznienia pomiędzy poszczególnymi punktami gięcia. Na podstawie eksperymentu wykonano walidację modelu numerycznego w programie *Abaqus*. Analizy numeryczne wykazały zbieżność z badaniami modelowymi. Potwierdziły uzyskane w badaniach doświadczalnych odkształcenia stali na zimno i trwałe ugięcia po odciążeniu. Skalibrowany model numeryczny posłużył do określenia naprężeń własnych w elemencie po gięciu na zimno względem słabej osi przekroju.

Drugim badaniem było wykonanie podniesienia wykonawczego dla belki mostowej o przekroju typu HL1100A. Podczas badania skupiono się na problemach technologicznych występujących podczas punkowego gięcia na zimno oraz zidentyfikowano zmienny poziom odkształceń stali po szerokości pasów. Badanie pozwoliło na określenie stopnia trwałego odkształcenia na zimno stali podczas wykonywania podobnych procesów technologicznych w praktyce.

Rozprawę zakończono wnioskami, które potwierdzają osiągnięcie celów naukowych i stanowią podstawy do określania wytycznych projektowych dla dwuteowych elementów giętych na zimno walcowanych ze stali S460M. W podsumowaniu autor przedstawił również, dalsze proponowane kierunki badań.

**Title:**

Change in mechanical properties and residual stresses after cold bending of I-sections consisting of steel grade S460M

**Summary:**

Cold formed I-sections are used in cubature and bridge construction as cambered beam, arch roofs, curvilinear architectural forms and recently also as arched bridge girders in network arch bridges. A wide range of applications requires verification of the effect of the cold forming process of I-sections on steel sections. In the dissertation, the issue of change in material properties of steel and the distribution of residual stresses after cold bending of steel grade S460M was discussed.

Extensive literature studies on the behavior of cold-deformed steel have shown that there is a need to conduct scientific research to determine the acceptable degree of cold deformation for modern steels, and that the new distribution of residual stresses in I-sections after the cold bending process should be determined.

The analyzes was began with material tests of steel samples taken from cold bended I-sections about strong axis. Samples with four different degrees of cold deformation were analyzed, subjected to a static tensile and compression test, and impact tests were carried out. A total of 80 tensile samples, 60 compression samples and 400 samples for impact tests were tested. During the tests, the influence of the annealing process of cold-deformed steel on mechanical properties was also verified. On the basis of the analyzes, the limit allowable cold deformation of the steel was estimated, which allows to achieve the steel ductility criteria. The model to determine the yield point in various zones in the cross-section, in cold-bent I-sections with respect to the strong axis was proposed.

On the basis of the tests performed by hole drilling method, the residual stresses were determined in a straight reference element and in curved elements. The tests were carried out for 32 measuring points - 8 on the reference element and 24 on I-shaped elements cold bent with different radius. A numerical model of the cold roll bending process of I-sections in respect to the strong axis in the Abaqus software was also made.

Numerical tests and analyzes allowed to determine different than for simple elements distribution of residual stresses and to verify theoretical models found in the literature, which allow to estimate the stresses after cold bending.

The dissertation presents two tests on a technical scale, consisting in mapping technological processes used in the industry in laboratory conditions. The first test involved point bending an I-section with respect to the weak axis of a thick-walled HD section. The test referred to the process of producing arched bridge girders in network arch bridges. The fiber optic measurements used during the study allowed for the analysis of cold deformation of the steel along the entire length of the element and the assessment of the plastic zones between individual bending points. Based on the experiment, the numerical model was validated in the Abaqus program. Numerical analyzes confirmed the cold deformation of steel obtained in experimental tests and permanent deflections after unloading. The calibrated numerical model was used to determine the residual stresses in the element after cold bending in relation to the weak axis of the cross-section.

The second test was the performance of cambering in laboratory conditions for a bridge beam with a HL1100A cross-section. The research focused on technological problems occurring during point cold bending and identified a variable level of deformation along the width of the flange. The study allowed to determine the degree of permanent cold deformation of steel during the performance of similar processes in practice.

The dissertation finishes with conclusions which confirm the thesis and constitute the basis for determining design guidelines for cold-bended I-section consisting of steel grade S460M. In the summary, the author also presented further proposed research directions.