

dr inż. Krzysztof Marcinczak¹⁾
ORCID: 0000-0002-8789-5243

Modeling the point cold forming process of arch girders

Modelowanie procesu punktowego formowania na zimno dźwigarów łukowych

DOI: 10.15199/33.2025.11.03

Abstract. This article discusses the issue of point cold bending of hot-rolled I-sections about weak axis. The residual stresses after the cold bending process were determined using numerical analyses. The results were obtained from a calibrated model based on experimental tests.

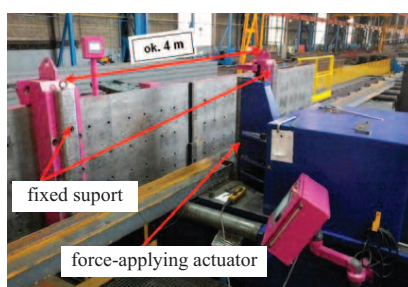
Keywords: residual stresses; cold bending; FEM.

Streszczenie. W artykule omówiono zagadnienie dotyczące punktowego gięcia na zimno dwuteowych kształtowników gorąco walcowanych względem słabej osi bezwładności. Za pomocą analiz numerycznych wyznaczono naprężenia pozostałe po procesie gięcia na zimno. Wyniki uzyskano na podstawie skalibrowanego modelu otrzymanego z badań doświadczalnych.

Słowa kluczowe: naprężenia własne; gięcie na zimno; MES.

Curved elements made by cold point bending are used, among other things, as elements of large-span hall roofs, bridge beams and arch girders. Cold point bending is most often used to give I-beams cambering. A bending machine usually consists of two fixed supports, between which there is a third support equipped with a cylinder that applies load and, consequently, bends the element (photo). Frames (trusses) with a four-point bending scheme are also used for lifting. The distance between the extreme fixed supports depends on the bending index of the element to which we want to cambering and can be 2 – 5 m.

In order to analyse the complex behaviour of the element during loading and unloading, a simulation was performed using the finite element method (FEM). Cold forming using the roll method (continuous) is discussed, among others, in [1, 2]. This article investigates the point modelling of cold forming of modern, thick-walled arch girders for *network arch bridges* [3], in which girders made of I-beams formed about a weak axis are mainly used. Numerical analyses were carried out using *Abaqus 6.14-2* [4]. The numerical model was calibrated using data obtained during technical scale test and was used to determine the residual stresses in the element after bending.



Point cold bending machine
Maszyna do punktowego gięcia na zimno

*Photo author
Fot. autor*

Elementy zakrzywione metodą punktowego gięcia na zimno są stosowane jako m.in. elementy przekryć hal dużej rozpiętości, belki mostowe, dźwigary łukowe. Punktowe gięcie na zimno najczęściej jest wykorzystywane podczas nadawania tzw. przeciwstrzałki belkom dwuteowym. Maszyna do gięcia punktowego zazwyczaj składa się z dwóch podpór stałych, pomiędzy którymi znajduje się trzecia podpora, wyposażona w siłownik nadający obciążenie i w konsekwencji wygięcie elementu (fotografia). Do modelowania podniesienia używane są również ramy (kratownice) o schemacie czteropunktowego zginania. Odległość pomiędzy skrajnymi podporami stałymi zależy od wskaźnika na zginanie elementu, któremu chcemy nadać przeciwstrzałkę i może wynosić 2 – 5 m.

W celu analizy złożonej pracy elementu podczas obciążania i odciążania przeprowadzono symulację, wykorzystując metodę elementów skończonych (MES). Formowanie na zimno metodą rolkową (ciągłą) omówiono m.in. w [1, 2]. W artykule podjęto temat modelowania punktowego formowania na zimno nowoczesnych, grubościennych dźwigarów łukowych do mostów typu *network arch* [3], w których głównie są stosowane dźwigary z dwuteowników formowanych względem słabej osi bezwładności. Analizy numeryczne wykonano w programie *Abaqus 6.14-2* [4]. Model numeryczny został skalibrowany przy użyciu danych uzyskanych podczas badania w skali technicznej i posłużył do określenia naprężeń własnych w elemencie po gięciu.

Model description

A 3D model of a UC356 x 406 x 340 beam made of S460M steel was constructed, accurately reproducing the static scheme used in the tests. The spacing and width of the supports used are shown in Figure 1. The model was made

Opis modelu

Zbudowano przestrzenny model belki UC356 x 406 x 340 ze stali S460M z dokładnym odwzorowaniem schematu statycznego użytego w badaniach. Zastosowany rozstaw i szerokość podpór przedstawiono na rysunku 1. Model wykonano z elementów objętościowych typu SOLID. Kontakt pomiędzy belką a podporami i elementem nadającym

¹⁾ Politechnika Wrocławska, Wydział Budownictwa Lądowego i Wodnego; krzysztof.marcinczak@pwr.edu.pl

of SOLID volume elements. The contact between the beam and the supports and the displacement element was modelled with a friction coefficient of 0.3.

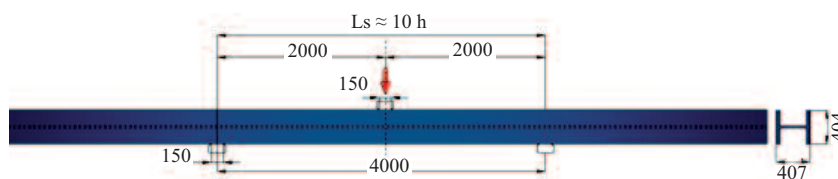


Fig. 1. Scheme of the numerical model
Rys. 1. Schemat badanego modelu numerycznego

Four different material models were used in the analyses to present the calibration path of the numerical model and the impact of the material model used on the results obtained. The following were implemented in Abaqus: an ideal elastic-plastic model with a yield strength of 460 MPa (nominal yield strength of S460M steel), an ideally elastic-plastic model with a yield strength of 528 MPa (conventional yield strength obtained from material tests on samples taken from the original component), a model based on the engineering tensile curve of steel obtained from tests and the true stress-strain curve (obtained from the transformation of the engineering curve). The material model graphs are presented in Figure 2, where: M-1 – ideal elastic-plastic model $f_y = 460$ MPa, M-2 – ideal elastic-plastic model $f_y = 528$ MPa, M-3 – engineering curve, M-4 – true steel tensile curve obtained using transformations from Annex C.6 of PN-EN 1993-1-5 [5], in accordance with formulas (1) and (2). The control points of specific stresses and strains for the actual steel tensile curve are presented in Table 1.

$$\sigma_{true} = \sigma(1 + \varepsilon) \quad (1)$$

$$\varepsilon_{true} = \ln(1 + \varepsilon) \quad (2)$$

where:

σ – stress value obtained from tensile testing [MPa];

ε – strain obtained from the tensile test;

σ_{true} – determined stress value for the true tensile curve of steel [MPa];

ε_{true} – determined strain value for the true tensile curve of steel.

The point load used in the experimental study was transferred through the plate, causing it to be displaced. The situation was analysed in the case of maximum forced displacement and after the element was unloaded. There were three calculation steps in the model: Step one – *Initial*, step two (*Step 2 – loading*), in which pressure on the beam was simulated, step three (*Step 3 – unloading*), in which the beam was unloaded.

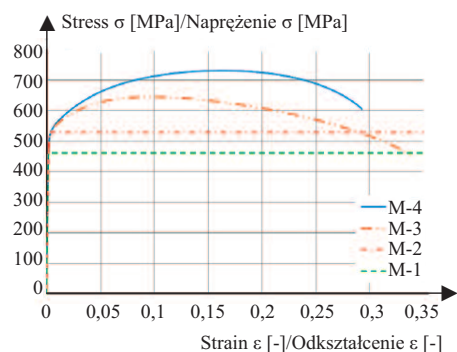


Fig. 2. Material σ - ε curves used in numerical analyses (description in the text)

Rys. 2. Krzywe materiałowe σ - ε zastosowane w analizach numerycznych (opis w tekście)

Table 1. Selected strains and stresses for the engineering curve and the true tensile curve of steel

Tabela 1. Wybrane wyniki odkształceń i naprężeń w przypadku krzywej inżynierskiej oraz rzeczywistej krzywej rozciągania stali

ε [-]	σ [MPa]	ε_{true} [-]	σ_{true} [MPa]
0,000	0	0,000	0
0,002	469	0,002	470
0,003	508	0,003	509
0,004	524	0,004	526
0,006	538	0,006	542
0,008	548	0,008	552
0,010	555	0,010	561
0,020	582	0,020	594
0,033	605	0,032	625
0,042	619	0,041	645
0,068	639	0,066	683
0,087	644	0,083	699
0,102	644	0,098	710
0,150	633	0,140	728
0,203	605	0,185	728
0,300	516	0,262	671
0,311	501	0,271	657
0,340	450	0,293	603

przemieszczenie zamodelowano ze współczynnikiem tarcia równym 0,3.

Podczas analiz zastosowano cztery różne modele materiałowe, w ce-

lu przedstawienia ścieżki kalibracji modelu numerycznego oraz wpływu zastosowanego modelu materiału na uzyskane wyniki. W programie *Abaqus* zaimplementowano: model idealnie sprężysto-plastyczny z granicą plastyczności równą 460 MPa (nominalna granica plastyczności stali S460M), model idealnie sprężysto-plastyczny z granicą plastyczności równą 528 MPa (umowna granica plastyczności uzyskana z badań materiałowych próbek pobranych z rzeczywistego elementu), model bazujący na krzywej inżynierskiej rozciągania stali uzyskanej z badań oraz krzywej *true stress-strain* (rzeczywista krzywa rozciągania stali uzyskana z przekształcenia krzywej inżynierskiej). Wykresy modeli materiałowych przedstawiono na rysunku 2, gdzie: M-1 – model idealnie sprężysto-plastyczny $f_y = 460$ MPa; M-2 – model idealnie sprężysto-plastyczny $f_y = 528$ MPa; M-3 – krzywa inżynierska; M-4 – rzeczywista krzywa rozciągania stali, którą uzyskano za pomocą przekształceń z załącznika C.6 normy PN-EN 1993-1-5 [5], zgodnie z wzorami (1) i (2). Punkty kontrolne określonych naprężeń i odkształceń w przypadku rzeczywistej krzywej rozciągania stali przedstawiono w tabeli 1.

$$\sigma_{true} = \sigma(1 + \varepsilon) \quad (1)$$

$$\varepsilon_{true} = \ln(1 + \varepsilon) \quad (2)$$

gdzie:

σ – wartość naprężenia uzyskana z próby rozciągania [MPa];

ε – odkształcenie uzyskane z próby rozciągania;

σ_{true} – wyznaczona wartość naprężenia dla rzeczywistej krzywej rozciągania stali [MPa];

ε_{true} – wyznaczona wartość odkształcenia dla rzeczywistej krzywej rozciągania stali.

Obciążenie punktowe, jakie występowało w badaniu doświadczalnym, przekazywano poprzez blachę, nadając jej wymuszone przemieszczenie. Analizowano sytuację w przypadku maksymalnego wymuszonego przemieszczenia 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.

Meshing the model

A HEX dominated finite element mesh was applied to the model. Elements with reduced C3D8R integration were used for the calculations. An analysis of the influence of the finite element size on the results obtained was carried out. Elements with mesh dimensions e equal to 5, 10, 20, 25, 30 mm. The differences obtained in the maximum deflection of the U2 element after unloading and the maximum permanent deformation LE33 are presented in Table 2. U2 and LE33 are the designations for deflection relative to the vertical axis and maximum deformation relative to the longitudinal axis of the element (global horizontal axis), respectively, as used in the *Abaqus* programme [4]. The convergence analysis was performed for the model with material characteristics according to the engineering curve – model M3. A mesh size of ES $e = 20$ mm was adopted for further analyses. The difference in the obtained convergences is approximately 2.5%.

Table 2. Analysis of the difference in results depending on the grid size

Tabela 2. Analiza różnicy wyników zależnych od rozmiaru siatki

Mesh size e [mm]/ Rozmiar siatki e [mm]	U2 [mm]	LE33 [%]	Difference of re- sults [%]/Różni- ca wyników [%]	
			U2	LE33
5	-23,2450	0,010723	0,00	0,00
10	-23,2227	0,010645	0,10	0,73
20	-23,1921	0,010458	0,23	2,47
25	-23,1632	0,010337	0,35	3,60
30	-23,1121	0,010199	0,57	4,89

Consideration of rolling stresses

The analyses took into account the residual stresses in the element after the rolling process. The residual stresses were modelled using the *Predefined Field* option available in *Abaqus* [4]. The pre-stresses were applied in the direction of the longitudinal axis of the element. All component walls of the I-beam were divided into 12 parts (Figure 3a) and each of them was given a pre-stress S33 in accordance with the diagram in Figure 3b. A stepwise change in stress values was applied. The maximum values and the value $f_{y,ref} = 460$ MPa were adopted in accordance with the presented model of internal stresses of modern thick-walled profiles proposed in [6]. Figure 3c shows the numerical model with stresses applied in the *Initial* calculation step.

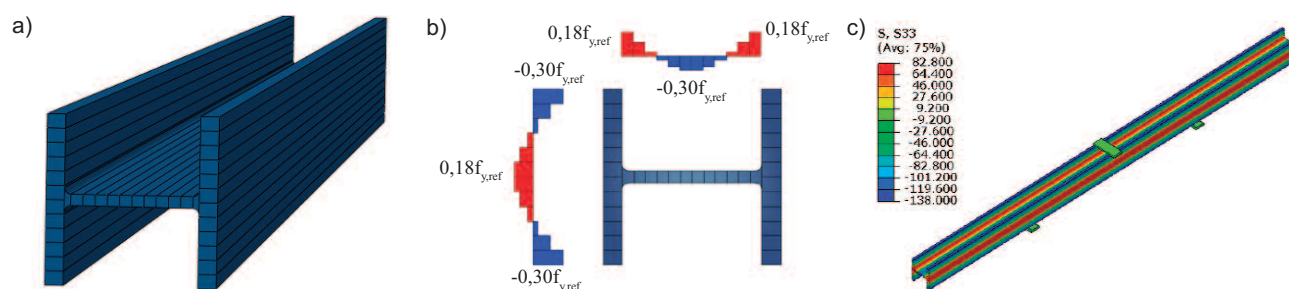


Fig. 3. Numerical model: a) method of dividing the beam cross-section into parts with the same stress values; b) residual stress values used in the model; c) normal stresses in the longitudinal axis direction in the Initial step

Rys. 3. Model numeryczny: a) sposób podziału przekroju belki na części o tej samej wartości naprężeń własnych; b) przyjęte wartości naprężeń własnych zadanych w modelu; c) naprężenia normalne w kierunku osi podłużnej w kroku Initial

Comparison of experimental results with numerical results and residual stresses after bending

The results of experimental tests described in [7] were compared with the results of numerical analyses. The experimental tests consisted in simulating, on a technical

Dyskretyzacja modelu

Na model 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 wartości maksymalnego ugięcia elementu U2 po odciążeniu oraz maksymalnego odkształcenia trwałego LE33 przedstawiono w tabeli 2. U2 oraz LE33 to odpowiednio oznaczenie ugięcia względem pionowej osi i maksymalne odkształcenie względem osi podłużnej elementu (globalnej osi poziomej) – oznaczenia stosowane w programie *Abaqus* [4]. Analizę zbieżności wykonano w przypadku modelu z charakterystyką materiałową wg krzywej inżynierskiej – model M3. Do dalszych analiz przyjęto rozmiar siatki ES $e = 20$ mm. Różnica w uzyskanych zbieżnościach wynosi ok. 2,5%.

Uwzględnienie naprężeń walcowniczych

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* [4]. Wstępne naprężenia nadawano w kierunku osi podłużnej elementu. Wszystkie ścianki składowe dwuteownika podzielono na 12 części (rysunek 3a) i każdej z nich nadano wstępne naprężenie S33 zgodnie ze schematem na rysunku 3b. Zastosowano schodkową zmianę wartości naprężeń. Maksymalne wartości oraz wartość $f_{y,ref} = 460$ MPa przyjęto zgodnie z przedstawionym modelem naprężeń własnych nowoczesnych profili grubościennych zaproponowanych w [6]. Na rysunku 3c przedstawiono model numeryczny z nałożonymi naprężeniami w kroku obliczeniowym *Initial*.

Porównanie wyników doświadczalnych z numerycznymi i naprężenia własne po gięciu

Porównano wyniki badań doświadczalnych opisanych w [7] z wynikami z analiz numerycznych. Badania doświadczalne polegały na odwzorowaniu w skali technicznej procesu technolo-

scale, the technological process of point cold forming of arched bridge girders. The main objective of the tests was to determine the maximum deformation of steel and to verify whether the proposed technology can be used in practice, while maintaining sufficient steel ductility and the ratio of steel tensile strength to yield strength after the bending process.

One experimental test step was selected for verification, and the values of permanent deflections after unloading, deformation values at maximum load and after unloading were analysed. A total of eight different FEM models of cold bending of HD profiles were analysed. The models differed in terms of the material characteristics assumed, and in addition, the influence of taking into account the initial rolling stresses was verified for each material model. The symbols of models with internal stresses taken into account were supplemented with the prefix RS. Table 3 presents a summary of the results, and Figure 4 shows the differences in the deflection values achieved in all cases.

Table 3. Deflection values obtained from various FEM models

Tabela 3. Wartość ugięcia uzyskanego z różnych modeli MES

Characteristic/Charakterystyka	Test/Badanie	Model MES							
		M1_RS	M2_RS	M3_RS	M4_RS	M1	M2	M3	M4
Deflection [mm]/Ugięcie [mm]	19,51	24,79	21,84	21,41	20,27	26,09	23,47	23,19	22,24
Difference [%]/Różnica [%]	0,00	27,06	11,94	9,74	3,90	33,73	20,30	18,86	13,99

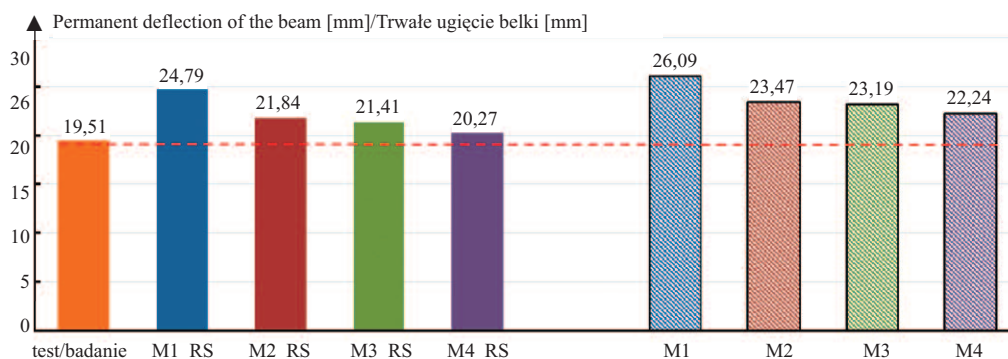


Fig. 4. Comparison of deflections obtained experimentally during cold-bending in the FEM model

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

The analyses show that including rolling stresses in the model has an influence on achieving convergence with experimental results. After including internal stresses, the convergence of results improved by 4–9% depending on the model. The lowest compliance of deflections with the test results, as could be expected, was obtained for model M1 (rigid – plastic model with $f_y = 460$ MPa), where the difference was 25%, and 21% for model M1-RS. The best compliance was achieved for the model that used the material behaviour path based on the actual steel tensile curve. For model M4, the deflection difference was approximately 12%, and for model M4_RS – approximately 4%, which represents satisfactory agreement with the test results. It can therefore be concluded that the model employing the actual steel tensile curve and accounting for the initial rolling stresses provides the most accurate representation of the bending process.

gicznego polegającego na punktowym formowaniu na zimno łukowych dźwigarów mostowych. Głównym celem badań było określenie maksymalnego odkształcenia stali i weryfikacja, czy proponowana technologia może być stosowana w praktyce, przy zachowaniu po procesie gięcia wystarczającej ciągliwości stali oraz stosunku wytrzymałości na rozciąganie stali do granicy plastyczności.

Wybrano jeden krok badania doświadczalnego 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, ponadto w przypadku każdego modelu materiału zweryfikowano wpływ uwzględniania wstępnych naprężeń walcowniczych. Symbole modeli z uwzględnionymi naprężeniami własnymi zostały uzupełnione o prefiks RS. W tabeli 3 przedstawiono zbiorcze zestawienie wyników, a na rysunku 4 różnice w osiągniętych wartościach ugięć we wszystkich przypadkach.

Z przeprowadzonych 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 o 4–9% w zależności od modelu. Najmniejszą zgodność ugięć z badaniami, czego można się było spodziewać, uzyskano w przypadku modelu M1 (model sztywno-plastyczny z $f_y = 460$ MPa), gdy różnica wyniosła 25% oraz 21% – model M1-RS. Najlepszą zbieżność uzyskano w przypadku modelu z zastosowaniem ścieżki zachowania się materiału wg rzeczywistej krzywej rozciągania stali. W odniesieniu do modelu M4 różnica ugięcia wyniosła ok. 12%, a modelu M4_RS – ok. 4%, co stanowi zadowalającą zbieżność z wynikami badań. Można więc uznać, że model z zastosowaniem rzeczywistej krzywej rozciągania stali oraz z uwzględnionymi początkowymi naprężeniami walcowniczymi stanowi najdokładniejsze odwzorowanie procesu gięcia.

The strains measured with fiber-optic sensors were also compared with those obtained from the numerical model for different material models. The measurement method using fiber-optic sensors is described in detail in [7]. The strains after unloading were analyzed for the measurement line located 20 mm from the bottom edge of the flange after unloading. Figure 5 presents the strain results along the section from the point of load application to the support – the length of this section was 2 m (each segment on the graph between vertical lines corresponds to a 0.2 m section).

Porównano również odkształcenia z pomiarów światłowodami w stosunku do tych uzyskanych z modelu numerycznego w przypadku różnych modeli materiałowych. Metodę pomiarową światłowodami szczegółowo opisano w [7]. Przeanalizowano odkształcenia po odciążeniu w przypadku linii pomiarowej znajdującej się 20 mm od dolnej krawędzi pasa po odciążeniu. Na rysunku 5 przedstawiono wyniki odkształceń od miejsca przyłożenia siły do podpory – długość tego odcinka wynosiła 2 m (każdy fragment na wykresie pomiędzy pionowymi liniami to odcinek długości 0,2 m).

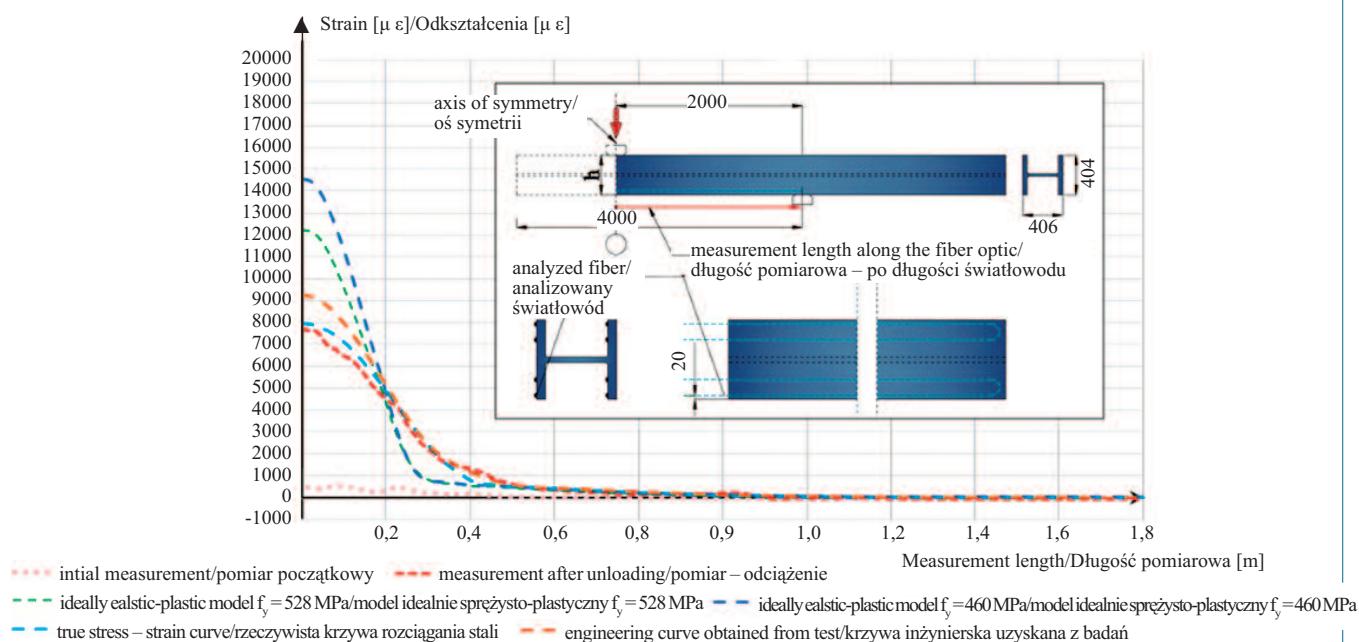


Fig. 5. Comparison of experimentally and numerically obtained deformations – after unloading

Rys. 5. Porównanie odkształceń uzyskanych doświadczalnie i numerycznie – po odciążeniu

The greatest consistency of results was obtained for the model using the true steel tensile curve together with the implemented rolling stresses – the maximum error was approximately 8%. The use of an ideal elastic-plastic material model resulted in values that differed significantly from the measured strains, with discrepancies reaching up to about 50%.

After calibrating the numerical model and confirming the convergence of the numerical and experimental results, the residual stresses after cold bending were determined. These stresses had previously been the subject of analyses of steel arches manufactured by the roll-bending method [8, 9]. Figure 6 presents the residual stresses in the flanges of the element after bending, as obtained from the models. The stresses were read under the concentrated load and at distances of 200, 400, and 600 mm from the point of load application.

Summary and conclusions

The numerical model of the point bending process of the HD section about the weak axis was calibrated and used to determine the residual stresses after bending. It was observed

Największą zbieżność wyników wykazano w przypadku 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 sięgały nawet ok. 50%.

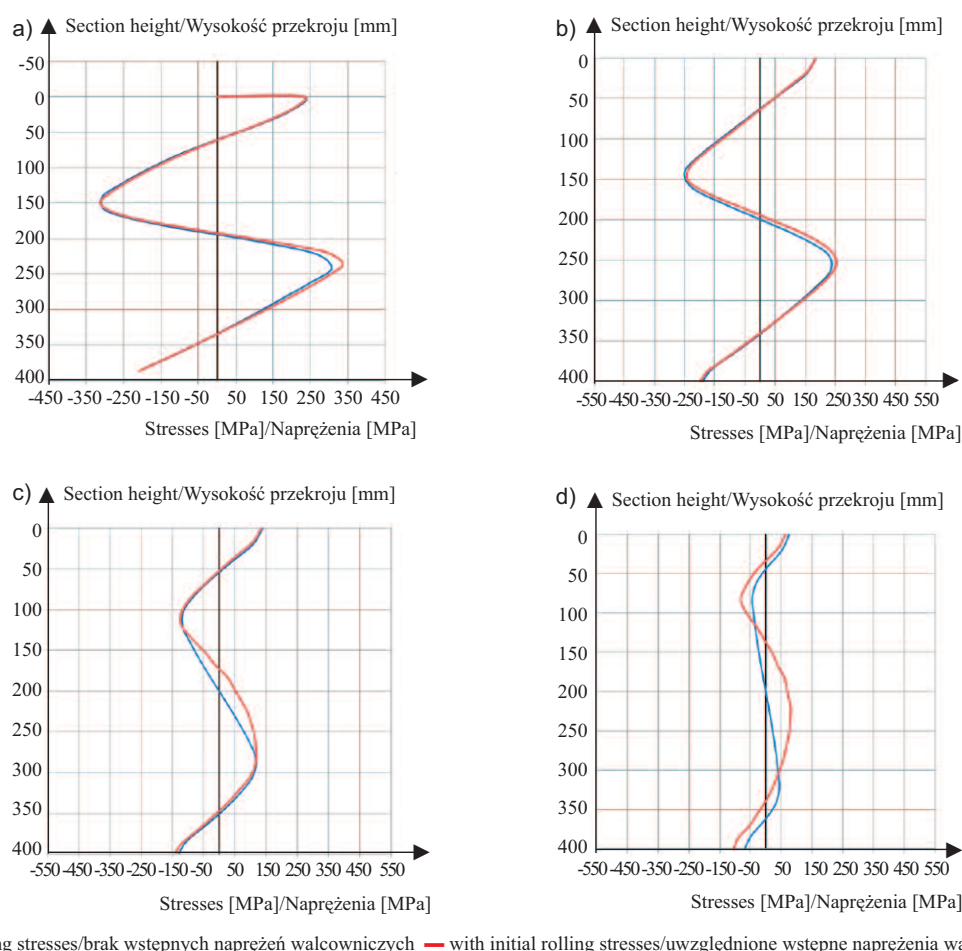
Po skalibrowaniu modelu numerycznego i udowodnieniu zbieżności wyników analiz numerycznych z doświadczalnymi określono naprężenia własne po gięciu na zimno, które wcześniej były przedmiotem analiz łuków stalowych wykonanych metodą gięcia rolkowego [8, 9]. Na rysunku 6 przedstawiono odczytane z modeli naprężenia własne w pasach elementu po gięciu. Naprężenia odczytano pod siłą skupioną oraz w odległości 200, 400 i 600 mm od miejsca przyłożenia siły.

Podsumowanie i wnioski

Zbudowany model numeryczny procesu punktowego gięcia kształtownika HD względem słabej osi przekroju został skalibrowany i posłużył do odczytania naprężeń własnych po gięciu. Zaobserwowano, że uwzględnienie naprężeń walcowniczych

that the inclusion of rolling stresses has no significant influence on the values of the residual stresses obtained under the applied load – the differences were up to about 10%. However, greater differences can be observed with increasing distance from the section located directly under the load. The farther the stresses are evaluated from the point of load application, the more the distributions of residual stresses in the numerical model with initial rolling stresses differ from those in the model without rolling stresses. This is illustrated by the graphs shown in Figure 6, where the blue line represents the residual stresses across the flange width after bending for the numerical model without the initial rolling stresses. The red line represents the residual stresses across the flange width after bending for the numerical model that included the initial rolling stresses. The inclusion of rolling stresses, however, proved to be significant when determining the permanent deflection of the element after unloading. The stress map at maximum load is not symmetrical with respect to the symmetry axis of the I-section (a larger extent of the compression zone was observed). The initial rolling stresses affected the extent of the plasticized zone during bending and

nie ma znacznego wpływu na wartości uzyskiwanych naprężeń własnych po gięciu pod siłą nadającą obciążenie – różnice maksymalnie do 10%. Natomiast większe różnice można zaobserwować wraz z oddalaniem się od przekroju znajdującego się pod siłą. Im dalej odczytujemy naprężenia od miejsca przyłożenia siły, tym bardziej różnią się rozkłady naprężeń własnych w modelu numerycznym z początkowymi naprężeniami walcowniczymi, od naprężeń własnych z modelu bez naprężeń walcowniczych. Przedstawiają to wykresy zamieszczone na rysunku 6, gdzie linią niebieską przedstawiono odczytane po szerokości pasa naprężenia własne po gięciu w przypadku modelu numerycznego, w którym nie zamodelowano wstępnych naprężeń walcowniczych. Linią czerwoną przedstawiono odczytane po szerokości pasa naprężenia własne po gięciu modelu numerycznego, w którym uwzględniono wstępne naprężenia walcownicze. Uwzględnienie naprężeń walcowniczych miało jednak znaczenie w przypadku określania trwałego ugięcia elementu po odciążeniu. Mapa naprężeń przy maksymalnym obciążeniu nie jest symetryczna względem osi symetrii dwuteownika (większy zasięg strefy ściskanej). Wstępne naprężenia walcownicze wpłynęły na zasięg strefy uplastycznionej podczas



— without initial rolling stresses/brak wstępnych naprężeń walcowniczych — with initial rolling stresses/uwzględnione wstępne naprężenia walcownicze

Fig. 6. Read residual stresses after cold bending: a) residual stresses – under concentrated force; b) residual stresses – 200 mm from the concentrated force; c) residual stresses – 400 mm from the concentrated force; d) residual stresses – 600 mm from the concentrated force

Rys. 6. Odczytane naprężenia własne (reszkowe) po gięciu na zimno: a) naprężenia reszkowe – pod siłą skupioną; b) naprężenie reszkowe – 200 mm od siły skupionej; c) naprężenie reszkowe – 400 mm od siły skupionej; d) naprężenie reszkowe – 600 mm od siły skupionej

the range of permanent strains, which ultimately influenced the final permanent deflection of the element (this was confirmed during the model calibration).

The presented model will be used to determine the residual stresses required for further stability analyses of arches in network arch bridges. Research in this field is currently being conducted at Wrocław University of Science and Technology.

The computations were performed using the resources provided by the Wrocław Centre for Networking and Supercomputing (<http://wcss.pl>), under computational grant No. 51.

Received: 30.06.2025

Revised: 26.08.2025

Published: 21.11.2025

gięcia oraz na zakres trwałych odkształceń, co ostatecznie ma znaczenie przy określeniu końcowego, trwałego ugięcia elementu (potwierdzono to podczas kalibracji modelu).

Przedstawiony model posłuży do ustalenia naprężeń własnych niezbędnych do dalszych analiz stateczności łuków w mostach typu *network arch*. Prace w tym kierunku są obecnie prowadzane na Politechnice Wrocławskiej.

Obliczenia wykonano przy użyciu zasobów udostępnionych przez Wrocławskie Centrum Sieciowo-Superkomputerowe (<http://wcss.pl>), grant obliczeniowy Nr 51.

Artykuł wpłynął do redakcji: 30.06.2025 r.

Otrzymało poprawiony po recenzjach: 26.08.2025 r.

Opublikowano: 21.11.2025 r.

Literature

- [1] Spoorenberg RC, Snijder H, Hoenderkamp J. Finite element simulations of residual stresses in roller bent wide flange sections, *Journal of Constructional Steel Research*. 2011; vol. 67, pp. 39-50.
- [2] Marcinczak K, Lorenc W. Modelowanie procesu gięcia na zimno dwuteowników walcowanych. *Materiały Budowlane*. 2016; <https://doi.org/10.15199/33.2016.05>.
- [3] Zanon R, Matos R, Rademacher D, Lorenc W. Network arch bridges with roller sections: ideas for economic and durable detailing, Coimbra, Portugal, 2019.
- [4] ABAQUS 6.14 Documentation.
- [5] PN-EN 1993-1-1: 2006. Eurokod 3: Projektowanie konstrukcji stalowych. Część 1-5: Blachownice.

- [6] Spoorenberg RC, Snijder H, Cajot L-G, May M. Experimental investigation on residual stresses in heavy wide flange QST steel sections, *Journal of Constructional Steel Research*. 2013; vol. 89, pp. 63-74.

- [7] Marcinczak K. Punktowe gięcie na zimno kształtownika stalowego względem słabej osi – wybrane wyniki badań. *Przegląd Budowlany*. 2024; <https://doi.org/10.5604/01.3001.0054.7191>.

- [8] Spoorenberg RC, Snijder H, Hoenderkamp J. Proposed residual stress model for roller bent steel wide flange sections, *Journal of Constructional Steel Research*. 2011; <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2011.01.009>.

- [9] Poudre D. Inelastic spatial stability of circular wide flange steel arches, Technische Universiteit Eindhoven, Eindhoven 2005.