

dr hab. inż. Marcin Kozłowski, prof. PŚ¹⁾

ORCID: 0000-0002-1698-023X

dr inż. Magda Kosma^{2)*)}

ORCID: 0000-0002-2676-0863

Dynamic response of laminated glass subjected to soft-body impact in intact and post-fracture states

Dynamiczna odpowiedź szkła laminowanego poddanego uderzeniu ciała miękkiego w stanie nieuszkodzonym i awaryjnym

DOI: 10.15199/33.2025.12.05

Abstract. The paper presents an analysis of the dynamic response of laminated glass subjected to soft-body impact in intact and post-fracture states. An authorial methodology based on PN-EN 12600 was used, extended to include post-fracture assessment. Experimental results were compared with FEM modelling, allowing evaluation of the cracked pane's influence on deflection and determination of the reduced stiffness of glass after damage.

Keywords: laminated glass; soft body; post-fracture state; dynamic loading; residual stiffness.

Streszczenie. W artykule przedstawiono analizę dynamicznej odpowiedzi szkła laminowanego, poddanego uderzeniu ciała miękkiego, w stanie nieuszkodzonym i awaryjnym. Wykorzystano autorską metodę bazującą na PN-EN 12600, rozszerzoną o ocenę zachowania po spękaniu szkła. Wyniki porównano z modelem MES, określając wpływ spękanej tafli na ugięcie elementu oraz wyznaczając zredukowaną sztywność szkła w stanie po uszkodzeniu.

Słowa kluczowe: szkło laminowane; ciało miękkie; stan awaryjny; obciążenie dynamiczne; sztywność szcztatkowa.

Glass is a material with exceptional properties and is playing an increasingly important role in contemporary construction. It serves both decorative and structural functions, and its transparency, durability, workability and aesthetic qualities make it particularly appealing to architects and designers. Large glazed surfaces enhance the visual perception of buildings, distinguish them within the urban environment and help create optimal thermal, lighting and acoustic conditions inside rooms. Modern glass is also regarded as a material that supports sustainable construction, since advanced products can improve the energy efficiency and thermal balance of buildings [1, 2]. In structural applications, however, glass elements must meet rigorous user-safety requirements: they must exhibit adequate mechanical strength, reduce the risk of falling from height, minimise injury from fragments and limit the effects of vandalism and burglary [3].

Regulation (EU) No 305/2011 of the European Parliament and of the Council (CPR) [4] defines the obligations of manufacturers and the requirements for construction products placed on the EU market. Product testing is carried out in accordance with harmonised standards, which form the basis for preparing the Declaration of Performance and applying the CE marking. These include PN-EN 12150 for fully tempered glass, PN-EN 14449 for laminated glass, PN-EN 356 for glass with enhanced burglary resistance, and PN-EN 12600,

Szkło jest materiałem o wyjątkowych właściwościach, który odgrywa coraz większą rolę w budownictwie. Pełni funkcje dekoracyjne i konstrukcyjne, a jego przejrzystość, trwałość, podatność na obróbkę oraz walory estetyczne sprawiają, że jest szczególnie atrakcyjne dla architektów i projektantów. Rozległe przeszklenia poprawiają odbiór wizualny obiektów, wyróżniają je w przestrzeni miejskiej oraz sprzyjają kształtowaniu optymalnych warunków cieplnych, oświetleniowych i akustycznych wewnątrz pomieszczeń. Współczesne szkło uważa się również za materiał sprzyjający zrównoważonemu budownictwu, ponieważ nowoczesne wyroby mogą poprawiać efektywność energetyczną i bilans cieplny budynków [1-2]. W zastosowaniach konstrukcyjnych elementy wykonane ze szkła muszą jednak spełniać rygorystyczne wymagania dotyczące bezpieczeństwa użytkowania: charakteryzować się odpowiednią wytrzymałością mechaniczną; ograniczać ryzyko upadku z wysokości; zranienia odłamkami, a także skutków wandalizmu i włamania [3].

Rozporządzenie nr 305/2011 Parlamentu Europejskiego i Rady (CPR) [4] określa obowiązki producentów oraz wymagania dotyczące wyrobów budowlanych wprowadzanych do obrotu na rynku UE. Badania wyrobów wykonuje się zgodnie ze zharmonizowanymi normami, które stanowią podstawę sporządzenia Deklaracji Właściwości Użytkowych i oznakowania CE, m.in. normą PN-EN 12150 w przypadku szkła hartowanego, PN-EN 14449 dotyczącą szkła laminowanego, PN-EN 356 dotyczącą szkła o podwyższonej odporności na włamanie oraz PN-EN 12600 klasyfikującej odporność szkła na uderzenie ciałem miękkim. W przypadku wyrobów nieobjętych normami zharmonizowanymi stosuje się Europejskie Oceny Techniczne

¹⁾ Politechnika Śląska, Wydział Budownictwa

²⁾ Sieć Badawcza Łukasiewicz Instytut Ceramiki i Materiałów Budowlanych

*) Correspondence address: magda.kosma@icimb.lukasiewicz.gov.pl

which classifies the resistance of glass to soft-body impact. For products not covered by harmonised standards, European Technical Assessments (ETA) are used. They confirm the fitness of a product for use and allow it to be placed on the market throughout the European Union, offering manufacturers greater flexibility in implementing innovative solutions while maintaining the required levels of safety.

The current regulations focus on the fundamental properties of construction products but do not address the load-bearing capacity of specific glass structures. There is a lack of documents defining the conditions and methods for verifying their structural performance. This gap is intended to be filled by Eurocode 10, dedicated to the design of glass structures, the development of which began in 2006, with a key milestone being the issuance of Mandate M/515 by the European Commission in 2012. As part of this work, the report *Guidance for European Structural Design of Glass Components* [3] was prepared, summarising the state of the art, identifying the elements required in the future code, and proposing the structure of the documents. The WG3 working group under CEN/TC 250 was transformed into the subcommittee CEN/TC 250/SC 11, responsible for developing the Technical Specifications CEN/TS 19100 – Design of glass structures. In 2021, four parts of CEN/TS 19100 were published, and concurrently the group CEN/TC 250/SC 11/WG1 was established. In September 2024, the Technical Specifications were converted into draft European standards prEN 19100 and submitted for public enquiry in all Member States.

The Eurocode 10 drafts, including prEN 19100-1:2024 – Basis of design and materials [5], prEN 19100-2 [6] and prEN 19100-3 [7], define the design principles for a wide spectrum of glass elements. A particularly important aspect is the introduction of two new limit states dedicated to glass structures: the state at the onset of cracking (fracture) and the post-fracture state, in addition to the traditional ultimate and serviceability limit states (verified only within the elastic range). Treating post-fracture states on an equal footing with conventional limit states reflects the brittleness of glass and the need to ensure the residual load-bearing capacity of a structure after accidental or intentional glass breakage. Various approaches to assessing the load-bearing capacity of elements in the post-fracture state have been proposed in the literature. One method involves replacing the damaged pane with an equivalent layer of nominal thickness and a reduced Young's modulus, dependent on the size of the fragments and the extent of delamination between the glass and the interlayer [8]. The document CNR-DT 210 [9] assumes that annealed and heat-strengthened glass (used in laminated glass) retains, after fracture, a bending stiffness close to the original value, whereas fully tempered glass exhibits only about 25% of its initial stiffness. Galuppi and Royer-Carfagni [10] extended the Bennison–Stelzer model by introducing a correction factor based on the minimisation of energy in in-plane loaded laminates. D'Ambrosio et al. [11, 12] proposed simplified models for bending elements, analogous to reinforced concrete: glass fragments carry compression, while the interlayer acts as reinforcement. This concept, however, performs

(ETA), które potwierdzają przydatność wyrobu do stosowania i umożliwiają jego wprowadzenie do obrotu w całej Unii Europejskiej, dając producentom większą swobodę w stosowaniu innowacyjnych rozwiązań z zachowaniem wymaganych poziomów bezpieczeństwa.

Obowiązujące regulacje koncentrują się na podstawowych właściwościach wyrobów budowlanych, natomiast nie odnoszą się do nośności konkretnych konstrukcji szklanych. Brakuje dokumentów definiujących warunki i metody weryfikacji ich nośności. Lukę tę ma wypełnić Eurokod 10, dotyczący projektowania konstrukcji szklanych, którego opracowywanie rozpoczęto w 2006 r., a kluczowym krokiem było wydanie mandatu M/515 przez Komisję Europejską w 2012 r. W ramach prac przygotowano raport „Guidance for European Structural Design of Glass Components” [3], który podsumował stan wiedzy, zidentyfikował elementy niezbędne w przyszłym kodzie oraz zaproponował strukturę dokumentów. Grupa robocza WG3 przy CEN/TC 250 została przekształcona w podkomitet CEN/TC 250/SC 11, odpowiedzialny za opracowanie Specyfikacji Technicznych CEN/TS 19100 – Design of glass structures. W 2021 r. opublikowano cztery części CEN/TS 19100, a jednocześnie powołano grupę CEN/TC 250/SC 11/WG1. We wrześniu 2024 r. Specyfikacje Techniczne przekształcono w projekty norm europejskich prEN 19100 i skierowano do ankiety publicznej we wszystkich państwach członkowskich.

Projekty Eurokodu 10, obejmujące m.in. części prEN 19100-1:2024 – Basis of design and materials [5], prEN 19100-2 [6] i prEN 19100-3 [7], definiują zasady projektowania szerokiego spektrum elementów szklanych. Szczególnie istotne jest wprowadzenie dwóch nowych stanów granicznych, dedykowanych konstrukcjom szklanim, w czasie zarysowania (spękania) i po zarysowaniu szkła, obok klasycznych stanów granicznych nośności i użytkowości (weryfikowanych tylko w zakresie sprężystym). Ujęcie stanów awaryjnych na równi z tradycyjnymi stanami granicznymi uwzględnia kruchość szkła oraz konieczność zapewnienia odporności awaryjnej konstrukcji po przypadkowym lub intencyjnym uszkodzeniu szkła. W literaturze zaproponowano różne podejścia do oceny nośności elementów w stanie awaryjnym. Jedną z metod polega na zastąpieniu uszkodzonej tafli warstwą równoważną o nominalnej grubości i zredukowanym module Younga, zależnym od wielkości odłamków i zakresu braku adhezji szkła od warstwy pośredniej (międzywarstwy) [8]. Dokument CNR-DT 210 [9] przyjmuje, że szkło odprężone i półhartowane (stosowane w szkłe laminowanym) zachowuje po spękaniu sztywność giętą zbliżoną do pierwotnej, podczas gdy szkło hartowane wykazuje jedynie ok. 25% sztywności pierwotnej. Galuppi i Royer-Carfagni [10] rozwinęli model Bennison–Stelzer, wprowadzając współczynnik korekcyjny bazujący na minimalizacji energii laminatów obciążonych w płaszczyźnie. D'Ambrosio i in. [11, 12] zaproponowali uproszczone modele w przypadku elementów zginanych, podobnie jak w przypadku żelbetu: odłamki szkła przejmują ściskanie, natomiast warstwa pośrednia pełni funkcję zbrojenia. Koncepcja ta sprawdza się jednak słabo w przypadku szkła odprężonego, które nie pęka

poorly for annealed glass, which does not fracture uniformly, unlike fully tempered glass. In the work by Kozłowski [13], two reduced elastic moduli for fractured fully tempered glass were proposed, determined through inverse numerical analysis based on experimental tests of cantilever glass balustrades subjected to soft-body impact. The Young's modulus value depended on the position of the degraded pane relative to the impact direction: for the pane on the impact side, a value of 2.45 GPa was obtained (3.5% of the nominal glass modulus of 70 GPa), while for the pane on the opposite side the value was 17.5 GPa (25% of the original modulus). In more recent studies, Bedon et al. [14] analysed the deflections of two-ply laminated elements in four-point bending tests, laminated with EVA interlayers and made of annealed, heat-strengthened and fully tempered glass. Numerical models were used to determine a reduced modulus dependent, among other factors, on the position of the fractured ply within the cross-section. For annealed glass subjected to compression, the reduction was minimal (0.14%), whereas in tension it reached approximately 46%.

The article presents the results of a pilot experiment on an element made of laminated glass composed of annealed glass plies bonded with a PVB interlayer. The objective is to obtain experimental data, interpret them using numerical tools and verify an approach based on the reduced elastic modulus of degraded glass, with particular emphasis on its residual load-bearing capacity.

Materials and methods

Test specimen. A single test element with dimensions 1938×876 mm was examined, in accordance with the requirements of the material standard PN-EN 12600 [15], which defines the classification method for flat glass based on its behaviour under soft-body impact using a pendulum. The specimen was made of soda-lime-silica float glass in the form of a laminate consisting of two plies of annealed glass with a nominal thickness of 6 mm and two PVB interlayer films with a total thickness of 0.76 mm. The PVB interlayer, commonly used in construction and the automotive industry [16], is characterised by high optical transparency, flexibility, vibration and noise damping, and strong adhesion to glass, which enables it to retain fragments after fracture and enhances user safety [17]. Typical tensile strength of PVB films is approximately 20 MPa, and the elongation at break ranges from 190 to 350% [18].

Test stand and experimental procedure. The dynamic tests were carried out using an author-developed method [19], based on the extended procedure described in PN-EN 12600 [15]. The test stand consisted of a 50 kg pendulum equipped with two pneumatic tyres with a diameter of 400 mm, inflated to a pressure of 3.5 bar. The pendulum moved along an arc with a radius of 1040 ± 10 mm, enabling a controlled impact on the specimen mounted vertically in a frame. The point of impact was located at mid-height of the glass, and the kinetic energy was adjusted by varying the release height of the pendulum. The test stand is shown in Photograph 1.

równomiernie, w przeciwieństwie do szkła hartowanego. W pracy Kozłowskiego [13] zaproponowano dwa zredukowane moduły sprężystości spękanego szkła hartowanego, wyznaczone w numerycznej analizie odwrotnej na podstawie badań eksperymentalnych balustrad samonośnych poddanych uderzeniu ciała miękkiego. Wartość modułu Younga szkła zależała od położenia zdegradowanej tafli względem kierunku uderzenia: w przypadku tafli po stronie wahadła uzyskano 2,45 GPa (3,5% modułu nominalnego szkła 70 GPa), a w przypadku tafli po stronie przeciwnej – 17,5 GPa (25% pierwotnego modułu). W nowszych badaniach Bedon i in. [14] analizowali ugięcia elementów dwuwarstwowych w próbie czteropunktowego zginania, laminowanych folią EVA i wykonanych ze szkła odpężonego, półhartowanego i hartowanego. Na podstawie modeli numerycznych wyznaczono zredukowany moduł zależny m.in. od położenia spękaną tafli w przekroju. Przy zginaniu szkła odpężonego, zlokalizowanego w strefie ściskanej, redukcja była minimalna (0,14%), natomiast w strefie rozciąganej sięgała ok. 46%.

W artykule zaprezentowano wyniki pilotażowego eksperymentu na elemencie wykonanym ze szkła laminowanego, wykonanego z tafli szkła odpężonego, połączonych folią PVB. Celem jest pozyskanie danych doświadczalnych, ich interpretacja z wykorzystaniem narzędzi numerycznych oraz weryfikacja podejścia bazującego na zredukowanym module sprężystości szkła zdegradowanego, ze szczególnym uwzględnieniem nośności awaryjnej.

Materiały i metody

Element badawczy. Badaniom poddano pojedynczy element o wymiarach 1938×876 mm, zgodny z wymaganiami normy materiałowej PN-EN 12600 [15], definiującej metodę klasyfikacji szkła płaskiego pod kątem zachowania przy uderzeniu ciała miękkiego za pomocą wahadła. Próbką była wykonana ze szkła sodowo-wapniowo-krzemianowego typu float, w postaci laminatu składającego się z dwóch tafli szkła odpężonego o grubości nominalnej 6 mm oraz dwóch warstw folii PVB o łącznej grubości 0,76 mm. Międzywarstwa PVB, powszechnie stosowana jako warstwa pośrednia w budownictwie i przemyśle motoryzacyjnym [16], charakteryzuje się dużą przejrzystością optyczną, elastycznością, tłumieniem drgań i hałasu oraz silną adhezją do szkła, dzięki czemu utrzymuje odłamki po pęknięciu i poprawia bezpieczeństwo użytkowników [17]. Typowa wytrzymałość na rozciąganie folii PVB wynosi ok. 20 MPa, a wydłużenie przy zerwaniu 190–350% [18].

Stanowisko badawcze i metoda eksperymentu. Badania dynamiczne wykonano zgodnie z metodą autorską [19], bazującą na rozwiniętej procedurze opisanej w normie PN-EN 12600 [15]. Stanowisko składało się z wahadła z obciążnikiem 50 kg, wyposażonego w dwie pneumatyczne opony o średnicy 400 mm, napompowane do ciśnienia 3,5 bara. Wahadło poruszało się po łuku o promieniu 1040 ± 10 mm, umożliwiając kontrolowane uderzenie w próbkę zamocowaną pionowo w ramie. Punkt uderzenia zlokalizowano w środku wysokości szyby, a energię kinetyczną

An author-developed testing method was prepared and adapted to the specific objectives of the analysis, the boundary conditions and the expected failure mechanisms [19]. For this purpose, the standard procedure described in PN-EN 12600 was extended by an additional stage involving the assessment of the element in the post-fracture state, which made it possible to analyse the residual load-bearing capacity and the behaviour of the degraded element. In the first phase of the study, the intact element was impacted with the pendulum released from heights of 190, 450 and 1200 mm, corresponding to impact energies of 93.3 J, 220.7 J and 588.6 J. The second phase focused on the post-fracture state. Before each subsequent impact, a small notch was introduced on the external surface of the glass using a glass cutter, at mid-span, in the location of the expected maximum tensile stresses. The pendulum was then released from the lowest height (190 mm) to induce fracture of the outer ply, and a subsequent impact from the same height was used to assess the behaviour of the laminate in the inelastic (post-fracture) state. Deflection at mid-span was monitored by a laser sensor placed on the side opposite to the impact, with a sampling frequency of 40 kHz. The tests were carried out under laboratory conditions at a temperature of $20 \pm 2^\circ\text{C}$ and relative humidity of 50–70%.

Numerical model. To interpret the results, a numerical model was developed in the SJ Mepla software (Figure 1), which is based on the finite element method and designed for the analysis of multilayer glass elements [20]. Individual material parameters were assigned to each layer of the laminate (glass plies and interlayer), and a strain-continuity condition was imposed at their interfaces, enabling the interaction between the glass and the PVB film to be represented. Nine-node shell elements were used, modelling in-plane displacements, transverse displacement and rotations. A common transverse displacement was assigned to all layers, while in-plane displacements and rotations were allowed to differ between layers, which made it possible to account for shear deformations within the interlayer.

The pendulum model in SJ Mepla represents the dynamic impact of a standardised soft-body impactor on the glass pane.

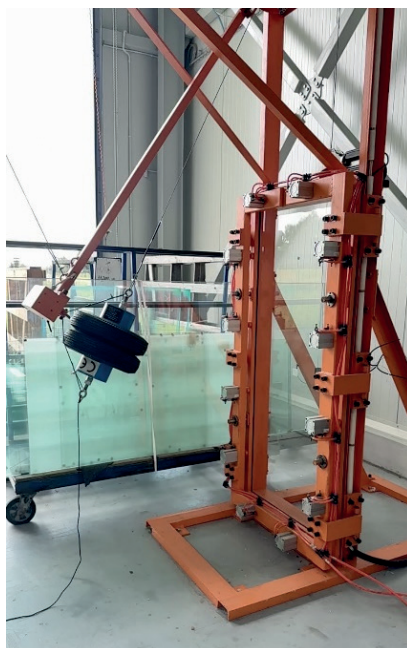


Photo 1. Test stand compliant with PN-EN 12600 [15, 19]

Fot. 1. Stanowisko badawcze zgodne z PN-EN 12600 [15, 19]

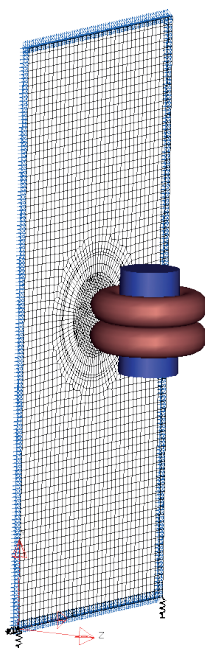


Fig. 1. Numerical model in the SJ Mepla software [19]

Rys. 1. Model numeryczny w programie SJ-Mepla [19]

regulowano przez zmianę wysokości podniesienia wahadła. Stanowisko badawcze przedstawiono na fotografii 1.

Metodę autorską dostosowano do specyficznych celów analizy, warunków brzegowych oraz przewidywanych mechanizmów zniszczenia [19]. W tym celu rozszerzono standardową procedurę (opisaną w normie PN-EN 12600) o etap oceny elementu w stanie awaryjnym, co pozwoliło na analizę nośności szczątkowej i zachowanie elementu zdegradowanego. W pierwszej fazie badań uderzano w nieuszkodzony element wahadłem zwalnianym z wysokości 190, 450 i 1200 mm, co odpowiada energii uderzenia 93,3 J, 220,7 J i 588,6 J. W drugiej fazie skoncentrowano się na stanie awaryjnym. Przed kolejnymi uderzeniami wprowadzano na zewnętrznej powierzchni szyby niewielki karb za pomocą ryłka do szkła, w środku pola szyby, w miejscu spodziewanych maksymalnych naprężeń rozciągających. Następnie uderzano wahadłem z najniższej wysokości (190 mm), aby wywołać spękanie zewnętrznej tafli, a kolejne uderzenie z tej samej wysokości służyło ocenie zachowania laminatu w stanie pozasprężystym. Ugięcie w środku rozpiętości monitorowano czujnikiem laserowym umieszczonym po stronie przeciwnej do uderzenia, z częstotliwością próbkowania 40 kHz. Badania prowadzono w warunkach laboratoryjnych przy temperaturze $20 \pm 2^\circ\text{C}$ i wilgotności względnej 50–70%.

Model numeryczny. Do interpretacji wyników opracowano model numeryczny w programie SJ Mepla (rysunek 1), bazującym na metodzie elementów skończonych i przeznaczonym do analizy wielowarstwowych elementów szklanych [20]. Poszczególne warstwy laminatu (taflom szklanym i międzywarstwie) przypisano indywidualne parametry materiałowe oraz narzucono warunek ciągłości odkształceń na ich granicach, co pozwoliło odwzorować współpracę

szkła i folii. Zastosowano dziewięciowęzłowe elementy powłokowe, odwzorowujące przemieszczenia w płaszczyźnie, przemieszczenie poprzeczne oraz obroty, przy wspólnym przemieszczeniu poprzecznym wszystkich warstw i zróżnicowanych przemieszczeniach oraz obrotach w płaszczyźnie, co umożliwiło uwzględnienie odkształceń postaciowych w międzywarstwie.

The contact between the tyre and the glass was described using a spring that reflects the deformation of the pneumatic tyre at the moment of impact; its stiffness was adopted in accordance with the results reported by Schneider [21]. The reaction force was determined based on the relative displacements, and the contact area was modelled as an ellipse with a uniformly distributed load over its surface. The equations of motion were solved dynamically using the Newmark method.

Two variants of the numerical model were developed: a laminate composed of two 6 mm glass plies with a PVB interlayer, and a single 6 mm monolithic pane, which enabled comparative analysis. In all simulations, the nominal thicknesses of the laminate layers were used. For the glass, the following properties were adopted: Young's modulus 70 GPa, Poisson's ratio 0.23 and density 2500 kg/m³. For the PVB interlayer, the assumed parameters were: modulus 180 MPa, Poisson's ratio 0.485 and density 1250 kg/m³. The Young's modulus of the PVB film was taken from the author's own tests [13], performed under loading conditions corresponding to the impulse duration and operating temperature of the element. This is particularly important due to the pronounced viscoelastic behaviour of PVB and its high sensitivity to temperature [22]. Simply supported boundary conditions were assumed along the edges, without allowing corner lift-off. After performing a mesh convergence analysis, a global mesh with local refinement in the impact zone (diameter 200 mm) was used. The final model contained approximately 4500 shell elements and 132,000 degrees of freedom (Figure 1).

Results and discussion

Figure 2 presents the initial phase of the dynamic response of the element (mid-span displacement within the first 30 ms) for the tests performed. Solid lines denote the results in the intact state, while dashed lines correspond to the post-fracture state. The maximum mid-span deflections of the pane in the intact state for pendulum drop heights of 190, 450 and 1200 mm were 7.04 mm, 10.41 mm and 15.12 mm, respectively.

In the post-fracture state, the first impact from a height of 190 mm caused fracture of the external ply while the internal ply remained intact. This resulted in a reduction in laminate stiffness and an increase in the maximum mid-span displacement. The second impact in the post-fracture state did not significantly change the value of the maximum displacement, although it slightly affected its time history. In the post-fracture state, the laminate reached a maximum deflection 135% higher than in the intact state (for a pendulum drop height of 190 mm).

Photograph 2 shows the fracture pattern of the element after the first and second impacts in the second phase of

Model wahadła w programie SJ Mepla odzwierciedla dynamiczne uderzenie znormalizowanego ciała miękkiego w taflę szklaną. Kontakt pomiędzy oponą a szkłem opisano sprężyną odwzorowującą odkształcenie pneumatycznej opony w momencie uderzenia; jej sztywność przyjęto zgodnie z wynikami Schneidera [21]. Reakcję wyznaczano na podstawie przemieszczeń względnych, a pole kontaktu modelowano jako elipsę z równomiernym rozkładem siły na całej jej powierzchni. Równania ruchu rozwiązywano dynamicznie metodą Newmarka.

Opracowano dwa warianty modelu numerycznego: laminat zbudowany z dwóch tafli 6 mm z międzywarstwą PVB oraz pojedynczą taflę monolityczną grubości 6 mm, co umożliwiło ich dalszą analizę porównawczą. We wszystkich analizach przyjęto nominalną grubość warstw laminatu. W przypadku szkła zastosowano: moduł Younga 70 GPa; współczynnik Poissona 0,23 i gęstość 2500 kg/m³, natomiast w przypadku PVB: moduł 180 MPa; współczynnik Poissona 0,485 i gęstość 1250 kg/m³. Moduł Younga folii PVB przyjęto na podstawie badań własnych [13] wykonanych w warunkach obciążeniowych, związanych z czasem impulsu i temperatury pracy elementu. Jest to szczególnie istotne ze względu na silne cechy lepkosprężyste folii PVB, jak również dużą wrażliwość na temperaturę [22]. Przyjęto wolnopodparte warunki krawędzi elementu bez możliwości odrywania naroży. Po wykonanej analizie zbieżności siatki elementów skończonych przyjęto globalną siatkę z lokalnym zagęszczeniem w strefie uderzenia o średnicy 200 mm. Ostateczny model zawierał ok. 4500 elementów powłokowych i 132 000 stopni swobody (rysunek 1).

Wyniki i dyskusja

Na rysunku 2 przedstawiono początkową fazę dynamicznej odpowiedzi elementu (przemieszczenie środka tafli w czasie do 30 ms) w przypadku przeprowadzonych prób. Liniami ciągłymi oznaczono wyniki w stanie nieuszkodzonym, a przerywanymi w stanie awaryjnym. Maksymalne ugięcia środka tafli w stanie nieuszkodzonym przy wysokości spadania wahadła 190, 450 i 1200 mm wyniosły odpowiednio 7,04 mm,

10,41 mm oraz 15,12 mm. W stanie awaryjnym pierwsze uderzenie z wysokości 190 mm spowodowało pęknięcie zewnętrznej tafli z zachowaniem tafli wewnętrznej w stanie nieuszkodzonym, co doprowadziło do obniżenia sztywności laminatu i zwiększenia maksymalnego przemieszczenia środka tafli. Drugie uderzenie w stanie awaryjnym nie zmieniło istotnie wartości maksymalnego przemieszczenia, choć nieznacznie wpłynęło na jego przebieg czasowy. W stanie awaryjnym laminat osiągnął maksymalne ugięcie o 135% większe niż w stanie nieuszkodzonym (przy wysokości spadania wahadła 190 mm).

Na fotografii 2 pokazano obraz spękania elementu po pierwszym i drugim uderzeniu w drugiej fazie badań.

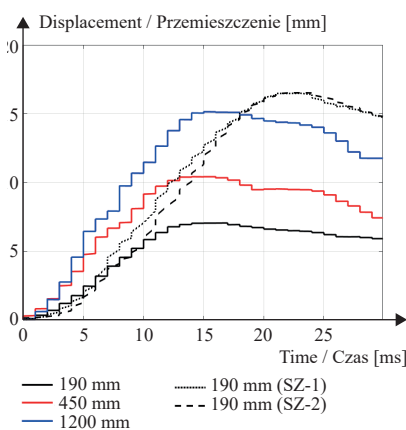


Fig. 2. Mid-span displacement history recorded in the experimental tests [19]

Rys. 2. Historia przemieszczenia środka tafli zarejestrowana w badaniach eksperymentalnych [19]

the study. During the first impact, a typical soft-body fracture pattern was formed. Local fracture occurred in the tyre-glass contact area, from which radial cracks propagated. The second impact generated additional cracks, while the internal ply remained unbroken.

In the next stage of the study, the experimental results were compared with the numerical simulations (Figure 3) for a pendulum drop height of 190 mm. For the laminate in the intact state,

very good agreement was obtained for both the displacement time history and its maximum value (difference below 3%), which confirms the correctness of the adopted material parameters and boundary conditions in the numerical model, particularly the Young's modulus. A significant difference was observed, however, between the maximum deflection of the monolithic pane predicted by the numerical model and the deflection of the laminate in the post-fracture state. The maximum deflection of the monolithic pane was 43% greater than that of the laminated element with a fractured ply. This indicates that the fractured ply still participates significantly in the transfer of dynamic load, and its omission in calculations may lead to overdesign of the structure. This conclusion is supported by the numerical results obtained for the monolithic pane (Figure 3).

It should be emphasised that the contribution of the fractured ply to the bending stiffness of a laminated glass element depends on the crack pattern and the size of the glass fragments [23]. In the present study, annealed glass was used, which fractures into relatively large pieces, thereby amplifying the observed effect. Heat-strengthened and fully tempered glass, which produce much smaller fragments [14], are likely to contribute less to the residual stiffness of the laminate.

An inverse analysis was also carried out, calibrating the Young's modulus of the fractured ply so that the maximum deflection in the numerical model matched the experimentally measured values, while keeping the parameters of the intact glass and the PVB interlayer unchanged. A reduced elastic modulus of 11 GPa was obtained, corresponding to an 84.2% reduction relative to the

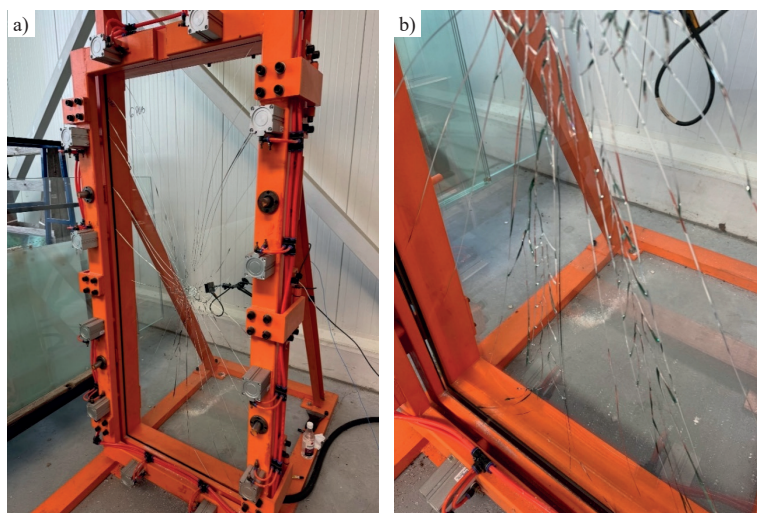


Photo 2. Fracture pattern in the post-fracture state: first impact (a), second impact (b) [19]

Fot. 2. Obraz spękania w stanie awaryjnym, pierwsze uderzenie (a), drugie uderzenie (b) [19]

W czasie pierwszego uderzenia powstała typowa siatka spękań przy uderzeniu ciałem miękkim. Doszło do lokalnego spękania w obszarze kontaktu opony ze szkłem, z którego rozwijały się rysy promieniowe. Drugie uderzenie wygenerowało dodatkowe rysy, przy wciąż nieuszkodzonej tafli wewnętrznej.

W kolejnym etapie badań porównano wyniki eksperymentalne z symulacjami numerycznymi (rysunek 3) przy wysokości spada-

nia wahadła 190 mm. W przypadku laminatu w stanie nieuszkodzonym uzyskano bardzo dobrą zgodność przebiegu historii przemieszczenia i maksymalnej jego wartości (różnica mniejsza niż 3%), co potwierdza poprawność przyjętych parametrów materiałowych i warunków brzegowych w modelu numerycznym, szczególnie modułu Younga. Zaobserwowano natomiast znaczną różnicę między maksymalnym ugięciem tafli monolitycznej uzyskanej z modelu numerycznego a ugięciem laminatu w stanie awaryjnym. Maksymalne ugięcie tafli monolitycznej było o 43% większe niż elementu laminowanego ze spękaną taflą. Oznacza to, że spękana tafľa istotnie uczestniczy w przenoszeniu obciążenia dynamicznego, a jej pominięcie w obliczeniach może prowadzić do przewymiarowania konstrukcji. Potwierdzają to wyniki numeryczne przeprowadzone w przypadku tafli monolitycznej (rysunek 3).

Należy podkreślić, że udział spękaną tafli w sztywności giętej laminatu szklanego zależy od siatki spękań i wielkości odłamków szkła [23]. W badaniach zastosowano szkło odpężone, które pęka na dosyć duże fragmenty, co wzmacnia obserwowany efekt. Szkło półhartowane i hartowane, dające drobniejsze odłamki szkła [14], prawdopodobnie wnoszą mniejszy wkład w sztywność laminatu.

W ramach badań przeprowadzono również analizę wsteczną, kalibrując moduł Younga spękaną tafli tak, aby maksymalne ugięcie w modelu numerycznym odpowiadało wartościom zmierzonym w eksperymencie, przy niezmiennych parametrach szkła nieuszkodzonego i folii PVB. Uzyskano zredukowany moduł sprężystości o wartości 11 GPa, co oznacza reduk-

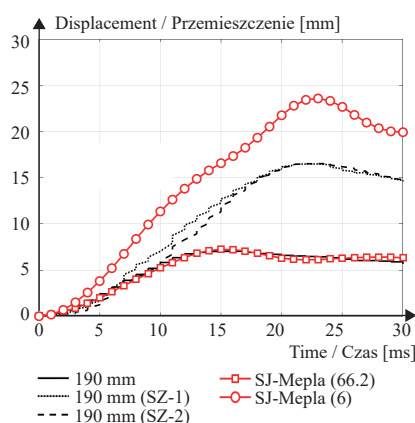


Fig. 3. Comparison of experimental and numerical research results [19]

Rys. 3. Porównanie wyników badań eksperymentalnych i numerycznych [19]

nominal modulus of 70 GPa. This result contradicts the CNR-DT 210 document [9], which assumes that annealed glass retains almost its original stiffness after fracture, and it also differs considerably from the 45.8% reduction reported by Bedon et al. [14]. The observed discrepancies can be attributed to differences in the configurations of the tested elements, the number and distribution of cracks – which influence the effective fragment length bonded to the interlayer – as well as the nature of the loading. In [14], quasi-static loading was considered, whereas the present study applied dynamic loading, which promotes the formation of a greater number of cracks and a stronger reduction in the Young's modulus of the degraded glass.

Conclusions

An assessment was carried out of the behaviour of a full-scale laminated pane made of annealed glass subjected to soft-body impact (in both the intact and post-fracture states). The tests were performed in accordance with PN-EN 12600 using an extended author-developed method. The results indicate that even after fracture of the external ply, the laminate retains a noticeable bending stiffness and the ability to carry dynamic loads.

The numerical model developed in SJ Mepla accurately reproduced the behaviour of the panel in the intact state. After calibrating the modulus of the fractured ply, it also enabled reconstruction of the displacement history of the element operating in the post-fracture state. The calibrated global modulus of the fractured glass, equal to 11 GPa, indicates a much greater loss of stiffness than predicted by some design guidelines, including CNR-DT 210, in which laminated glass made with annealed plies is assumed to retain nearly its original stiffness after fracture. This assumption is based on the expectation of a limited number of cracks, which is typical when annealed glass is fractured under hard-body impact. In the present study, however, the loading took the form of a high-mass soft-body impact, which generated a much larger number of cracks and a finer pattern of fragments bonded to the interlayer. This, in turn, reduced the contribution of the fractured ply to the bending response of the laminate and explains the distinctly lower residual stiffness observed.

The results should be interpreted strictly in relation to the specific configuration used in the study: the geometry of the element, the use of annealed glass, the adopted fracture-initiation method and the dynamic loading parameters corresponding to the PN-EN 12600 procedure. Changing the glass type, the element geometry, the fracture pattern or the nature of the loading may lead to different post-fracture mechanisms and requires separate verification. The results cannot be directly applied to heat-strengthened or fully tempered glass, which differ in fracture mechanism, fragment size and degree of interaction with the interlayer. For heat-strengthened glass, the influence of fracture on residual stiffness is not straightforward and may depend on the crack characteristics and fragment arrangement. Fully tempered glass, due to its very fine

cję o 84,2% w porównaniu z modułem nominalnym 70 GPa. Wynik ten pozostaje w sprzeczności z dokumentem CNR-DT 210 [9], który zakłada praktycznie niezmienną sztywność szkła odprężonego po spękaniu, a także istotnie odbiega od redukcji 45,8% opisanej przez Bedon i in. [14]. Zaobserwowane różnice można przypisać odmiennym konfiguracjom badanych elementów, liczbie i rozkładowi rys, wpływających na efektywną długość odłamków związanych z folią, a także charakterowi obciążenia. W [14] rozpatrywano obciążenia quasi-statyczne, a w opisanym w artykule badaniu stosowano obciążenie dynamiczne, sprzyjające powstawaniu większej liczby rys i silniejszej redukcji modułu Younga szkła zdegradowanego.

Wnioski

Przeprowadzono ocenę zachowania pełnowymiarowej, laminowanej tafli ze szkła odprężonego poddanej uderzeniu ciała miękkiego (w stanie nieuszkodzonym i awaryjnym). Badania wykonano zgodnie z PN-EN 12600, z zastosowaniem rozszerzonej metody autorskiej. Wyniki wskazują, że nawet po pęknięciu zewnętrznej tafli laminat zachowuje zauważalną sztywność giętą oraz zdolność do przenoszenia obciążeń dynamicznych.

Model numeryczny opracowany w SJ Mepla wiernie odwzorował zachowanie panelu w stanie nieuszkodzonym. Po kalibracji modułu spękanej tafli umożliwił także odtworzenie historii ugięcia elementu pracującego w stanie awaryjnym. Wyznaczony globalny moduł szkła spękanego równy 11 GPa wskazuje na znacznie większą utratę sztywności, niż przewidują niektóre wytyczne projektowe, w tym CNR-DT 210, w których szkło laminowane, z taflami wykonanymi ze szkła odprężonego, uznaje się po pęknięciu za materiał zachowujący niemal pierwotną sztywność. Założenie to wynika z przyjęcia niewielkiej liczby rys charakterystycznych w przypadku pęknięcia szkła odprężonego pod wpływem uderzenia twardym przedmiotem. W przeprowadzonych badaniach oddziaływanie miało jednak postać uderzenia ciałem miękkim o dużej masie, co doprowadziło do powstania znacznie większej liczby rys oraz drobniejszego układu odłamków związanych z folią. To z kolei ograniczyło udział spękanej tafli w pracy giętej laminatu i tłumaczy wyraźnie mniejszą sztywność szczątkową.

Wyniki należy odnosić wyłącznie do konfiguracji zastosowanej w badaniach: geometrii elementu, szkła odprężonego, przyjętej metody inicjacji pęknięcia oraz parametrów dynamicznego oddziaływania zgodnych z procedurą PN-EN 12600. Zmiana typu szkła, geometrii elementu, sposobu spękania lub charakteru obciążenia może prowadzić do odmiennych mechanizmów pracy w stanie awaryjnym i wymaga odrębnej weryfikacji. Nie jest możliwe bezpośrednie przeniesienie wyników na szkło półhartowane i hartowane, które różnią się mechanizmem pęknięcia, wielkością odłamków oraz stopniem współpracy z folią. W przypadku szkła półhartowanego wpływ spękania na sztywność szczątkową nie jest jednoznaczny i może zależeć od charakterystyki rys oraz układu odłamków. Szkło hartowane, ze względu na bar-

fragmentation pattern, usually exhibits lower residual stiffness. Confirmation of these dependencies, however, requires dedicated experimental studies.

The behaviour of laminated glass in the damaged state is highly dependent on the testing methodology, specimen configuration, material properties and environmental conditions. The assessment of residual load-bearing capacity remains a complex issue and requires further, systematic analyses covering a wide range of panel geometries, ply thicknesses, service temperatures and both the location and nature of impact, including the effects of soft-body and hard-body impactors.

The study extends the work carried out within the project “Innovative solutions for point-fixed laminated glass with enhanced post-critical load-bearing capacity” (LIDER/34/0125/L-11/19/NCBR/2020), funded by the National Centre for Research and Development under the LIDER XI programme. The authors thank Marcin Cholewiński and the company GLASS Sp. z o.o. in Zgierz for supplying the test specimens and providing access to the experimental facilities.

Received: 23.06.2025

Revised: 28.08.2025

Published: 23.12.2025

dzo drobną siatkę odłamków, wykazuje zazwyczaj mniejszą sztywność szczałkową. Potwierdzenie tych zależności wymaga jednak odrębnych badań eksperymentalnych.

Zachowanie szkła laminowanego w stanie uszkodzonym jest silnie zależne od metodyki badawczej, konfiguracji próbek, właściwości materiałowych i warunków środowiskowych. Ocena nośności awaryjnej pozostaje zagadnieniem złożonym i wymaga dalszych, systematycznych analiz obejmujących zróżnicowaną geometrię paneli, grubość taflí, temperaturę pracy, a także lokalizację i charakter uderzenia, w tym oddziaływanie ciał miękkich i twardych.

Badania stanowią rozwinięcie prac realizowanych w projekcie „Innowacyjne rozwiązania dla szkła laminowanego mocowanego punktowo o zwiększonej nośności pokrywicznej” (LIDER/34/0125/L-11/19/NCBR/2020), finansowanym przez Narodowe Centrum Badań i Rozwoju w ramach programu LIDER XI. Dziękujemy Marcinowi Cholewińskiemu oraz firmie GLASS sp. z o.o. ze Zgierza za dostarczenie próbek i udostępnienie stanowiska badawczego.

Artykuł wpłynął do redakcji: 23.06.2025 r.

Otrzymano poprawiony po recenzjach: 28.08.2025 r.

Opublikowano: 23.12.2025 r.

Literature

- [1] Colangelo S. Reducing the environmental footprint of glass manufacturing. *International Journal of Applied Glass Science*. 2024;15:350–366. <https://doi.org/10.1111/ijag.16674>.
- [2] Elstner M, Contino A, Zaccaria M. Recycle Glass: A contribution to the Circularity of Flat Glass. *Challenging Glass Conference Proceedings* 9. 2024. <https://doi.org/10.47982/cgc.9.572>.
- [3] Feldmann M, Laurs M, Belis J, Buljan N, Criaud A, Dupont E, Eliasova M, et al. The new CEN/TS 19100: Design of glass structures. *Glass Struct Eng*. 2023. <https://doi.org/10.1007/s40940-023-00219-y>.
- [4] Rozporządzenie (UE) nr 1025/2012 Parlamentu Europejskiego i Rady z 25 października 2012 r. w sprawie normalizacji europejskiej. *Dziennik Urzędowy Unii Europejskiej* L 316, 14.11.2012, s. 12–33. EUR-Lex. Dostępne na: <https://eur-lex.europa.eu/eli/reg/2012/1025/oj> (dostęp: 27.11.2025).
- [5] DIN. DIN EN 19100-1:2024-09 (Draft). Eurocode 10 – Design of glass structures – Part 1: General rules. Berlin: DIN; 2024.
- [6] DIN. DIN EN 19100-2:2024-09 (Draft). Eurocode 10 – Design of glass structures – Part 2: Out-of-plane loaded glass components. Berlin: DIN; 2024.
- [7] DIN. DIN EN 19100-3:2024-09 (Draft). Eurocode 10 – Design of glass structures – Part 3: In-plane loaded glass components. Berlin: DIN; 2024.
- [8] Bennison SJ, Stelzer I. Structural properties of laminated glass. In: *Short Course, Glass Performance Days*; 2009; Tampere, Finland. Wydawca/organizator: Glass Performance Days.
- [9] CNR-DT 210. Guide for the Design, Construction and Control of Buildings with Structural Glass Elements. Roma: Consiglio Nazionale delle Ricerche (CNR), 2013.
- [10] Galuppi L, Royer-Carfagni G. A homogenized model for the post-breakage tensile behavior of laminated glass. *Composite Structures*. 2016;154:600–615. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2016.07.052>.
- [11] D’Ambrosio G, Galuppi L, Royer-Carfagni G. Post-breakage in-plane stiffness of laminated glass: an engineering approach. *Glass Struct Eng*. 2019;4:421–432. <https://doi.org/10.1007/s40940-019-00099-1>.
- [12] D’Ambrosio G, Galuppi L, Royer-Carfagni G. A simple model for the post-breakage response of laminated glass under in-plane loading. *Composite Structures*. 2019;230:111426. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2019.111426>.
- [13] Kozłowski M. Experimental and numerical assessment of structural behaviour of glass balustrade subjected to soft body impact. *Composite Structures*. 2019;229:111380. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2019.111380>.
- [14] Bedon C, Kozłowski M, Cella N. Gaps in the post-breakage out-of-plane bending stiffness assessment of 2-ply partially damaged laminated glass elements under short-term quasi-static loads. *Engineering Structures*. 2025;327:119617. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2025.119617>.
- [15] PKN. PN-EN 12600:2004. Szkło w budownictwie – Badanie wahadłem – Udarowa metoda badania i klasyfikacja szkła płaskiego. Warszawa: PKN; 2004.
- [16] Xu J, Li Y, Liu B, Zhu M, Ge D. Experimental study on mechanical behavior of PVB laminated glass under quasi-static and dynamic loadings. *Composites Part B: Engineering*. 2011;42:302–308. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2010.10.009>.
- [17] Chen Z, Chen X, Chen S. Adhesion Properties of Polyvinyl-Butyral-Laminated Glass under High-Speed Loading. *Challenging Glass Conference Proceedings* 9. 2024. <https://doi.org/10.47982/cgc.9.617>.
- [18] Martín M, Centelles X, Solé A, Barreneche C, Fernández AI, Cabeza LF. Polymeric interlayer materials for laminated glass: A review. *Construction and Building Materials*. 2020;230:116897. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.116897>.
- [19] Kozłowski M. Własności, bezpieczeństwo, podstawy projektowania i trwałość konstrukcji szklanych. Gliwice: Wydawnictwo Politechniki Śląskiej; 2025.
- [20] SJ Software. MEPLA User’s Manual Version 5.0.12. 2022. <https://www.mepla.eu> (dostęp: 27.11.2025).
- [21] Schneider J. Festigkeit und Bemessung punktgelagerter Gläser und stoßbeanspruchter Gläser. PhD thesis. Darmstadt: Technische Universität Darmstadt; 2001.
- [22] Zhang X, Hao H, Shi Y, Cui J. The mechanical properties of Polyvinyl Butyral (PVB) at high strain rates. *Construction and Building Materials*. 2015;93:404–415. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.04.057>.
- [23] Wang X, Yang J, Chong WTA, Qiao P, Peng S, Huang X. Post-fracture performance of laminated glass panels under consecutive hard body impacts. *Composite Structures*. 2020;254:112777. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2020.112777>.