

dr inż. Jan Gierczak¹⁾

ORCID: 0000-0003-3219-18441

dr inż. Rajmund Leszek Ignatowicz^{1)*}

ORCID: 0000-0003-3663-0170

Effect of glass sheet restraint on the development of thermal cracks

Wpływ skrzepowania tafli szklanej na rozwój pęknięć termicznych

DOI: 10.15199/33.2025.06.03

Summary: The article presents the background and issues related to the formation of cracks in glass sheets resulting from the restraint of thermal deformations. A method and calculation methodology for determining stresses induced by thermal strain in glass sheets, considering restraint from the surrounding substructure, are proposed and applied to a real-world case study. Based on an on-site inspection, numerical simulations incorporated the installed elements. The analysis results for the case are summarised and concluded with key findings.

Keywords: glass sheets; glass sheets bonding; thermal deformation; deformation restraint.

Streszczenie: W artykule przedstawiono genezę oraz problematykę powstawania pęknięć tafli szklanych w wyniku skrzepowania odkształceń termicznych. Zaproponowano sposób i metodę obliczania naprężeń powstałych w wyniku odkształceń termicznych w taflach szklanych z uwzględnieniem skrzepowania przez otaczającą podkonstrukcję na przykładzie rzeczywistym. Na podstawie przeprowadzonych oględzin wykonano symulacje numeryczne z uwzględnieniem rzeczywistych wbudowanych elementów. Wyniki analiz omawianego przypadku podsumowano i zakończono wnioskami.

Słowa kluczowe: tafle szklane; klejenie tafli szklanych; odkształcenia termiczne; skrzepowanie odkształceń.

One of the key aspects in the design of glass structures is the appropriate method of support and installation. Implementing a proper structural solution requires a thorough analysis of the operating conditions of the glass panel, namely, whether it will be subjected to static or dynamic loads or exposed to changing environmental conditions. Structural glass elements are designed to remain within the elastic range, as exceeding the tensile strength results in fracture [1÷4]. One of the more challenging loading conditions to interpret for glass panes is thermal loading, such as that caused by solar radiation. An increase or decrease in temperature induces thermal deformations in the glass. When free deformation is restricted, internal stresses develop within the glass structure, which may exceed its tensile strength.

Therefore, glass façade systems are typically designed to compensate for thermal deformation, most commonly through point or linear support of the glass panels. The use of adhesive joints reduces localised stress concentrations in plate elements (e.g., flat panels), which is particularly important given the brittle nature of glass. However, other risks may arise from unintended restraint of deformations, for instance, due to polymer adhesives. Their viscoelastic properties govern the deformation capacity of polymers, specifically creep and stress relaxation phenomena.

Glass panel bonding

The bonding of glass panels is increasingly replacing traditional mechanical connections. Adhesive joints offer improved stress redistribution compared to point mechanical fixings. This is due to the possibility of designing adhesive bonds as

Jednym z kluczowych elementów projektowania konstrukcji szklanych jest właściwy sposób podparcia i montażu. Zastosowanie poprawnego rozwiązania konstrukcyjnego wiąże się z dokładną analizą warunków pracy tafli szklanej, tj. czy będzie ona poddana obciążeniom statycznym, dynamicznym, czy też narażona na zmianę warunków klimatycznych. Elementy konstrukcyjne ze szkła projektuje się tylko w zakresie sprężystym, ponieważ przekroczenie wytrzymałości na rozciąganie objawia się pęknięciem [1÷4]. Jednym z problemów do interpretacji obciążeń tafli szklanej jest obciążenie polem temperatury, np. w wyniku działania promieni słonecznych. Wzrost lub spadek temperatury skutkuje odkształceniami termicznymi szkła. Brak możliwości swobodnego odkształcania wprowadza do konstrukcji szklanej naprężenia, których wartość może przekroczyć wytrzymałość na rozciąganie. W związku z tym rozwiązania fasad szklanych przewidują możliwość kompensacji odkształceń termicznych w wyniku zastosowania najczęściej punktowego lub liniowego podparcia tafli szklanej.

Zastosowanie połączeń klejowych powoduje redukcję naprężeń punktowych w elementach płytowych (np. płaskich taflach), co jest bardzo ważne w przypadku tak kruchego materiału, jakim jest szkło. Pojawiają się też inne niebezpieczeństwa, związane z niezamierzonym skrzepowaniem odkształceń, np. w wyniku połączenia klejami polimerowymi. Zdolność polimerów do odkształceń jest reprezentowana ich właściwościami lepkoplastycznymi, tj. zjawiskiem pełzania i relaksacji.

Klejenie tafli szklanych

Klejenie tafli szklanych zastępuje stosowanie połączeń mechanicznych. W połączeniach klejowych ma miejsce lepsza redystrybucja naprężeń w porównaniu z punktowymi połączeniami mechanicznymi. Wynika to z możliwości kształtowania

¹⁾ Politechnika Wrocławska, Wydział Budownictwa Lądowego i Wodnego

^{*)} Correspondence address: rajmund.ignatowicz@pwr.edu.pl

linear or surface connections. An additional advantage of this solution is the uninterrupted external surface of the glass, free from protruding or visible connection elements. This facilitates easier cleaning of the glass panels and contributes to a more refined architectural appearance.

In the literature [5], two types of adhesive connections are considered:

- soft elastic adhesive connections;
- rigid adhesive connections.

Adhesives used for glass are polymer-based materials. Their classification is presented in Table 1. **Thermoplastic polymer adhesives** are characterized, among other things, by relatively weak intermolecular bonds, which result in a decrease in the linear modulus of elasticity E (also known as Young's modulus) as temperature increases. Upon cooling i.e., as the temperature drops – the adhesive re-hardens, meaning that the modulus of elasticity returns to its original value. The second group consists of elastomers, which deform easily under load and return to their original shape once the load is removed. The third group includes thermosetting adhesives, which are distinguished by the fact that their shape cannot be altered upon reheating.

A key aspect of adhesive joints is their behaviour under both short-term and long-term loading conditions. The mechanical properties of adhesives under short-term loading and small deformations can be described by the shear modulus (Kirchhoff modulus), as illustrated in Figure 1. In the case of long-term loading and small deformations, the shear strain angle changes over time and depends on the properties of the adhesive used. The nonlinear relationship between shear strain and time under constant stress is described by the shear compliance (or shear stiffness) parameter according to the following expression:

$$I = \frac{\tan(\gamma)}{\tau} = Bt^\alpha \quad (1)$$

where:

γ – shear strain angle;

τ – shear stress;

B, α – material parameters dependent on the type of adhesive used and the duration of the applied load.

According to the guidelines provided in [5], three phases of deformation compliance behavior (creep) are defined, as illus-

połączeń klejowych jako liniowych lub powierzchniowych. Kolejną zaletą takiego rozwiązania jest niezaburzona powierzchnia zewnętrzna szkła, bez wystających widocznych elementów połączenia, co umożliwia sprawniejsze czyszczenie tafli szklanych oraz uzyskuje się lepszy efekt architektoniczny. W literaturze [5] rozpatruje się dwa rodzaje połączeń klejowych, tj.:

■ miękkie elastyczne połączenie klejowe (soft elastic adhesive connections);

■ sztywne połączenia klejowe (rigid adhesive connection).

Kleje do szkła, to materiały polimerowe. Ich klasyfikację pokazano w tabeli 1. **Polimerowe kleje termoplastyczne** charakteryzują się m.in. niewielkimi powiązaniem międzatomowymi, co wpływa na zmniejszenie modułu odkształcalności liniowej E (nazywanego również modułem Younga) przy wzroście temperatury. W przypadku chłodzenia, tj. spadku temperatury, klej ponownie się „utwardza”, tzn. moduł odkształcalności liniowej wraca do wartości pierwotnej. Druga grupa to **elastomery**, które łatwo się odkształcają pod wpływem obciążenia, a po jego usunięciu wracają do pierwotnego kształtu. Trzecią grupę stanowią **kleje termoutwardzalne** charakteryzujące się tym, że nie można zmienić ich kształtu po ponownym podgrzewaniu.

Kluczowym elementem połączeń klejowych jest ich zachowanie w warunkach krótkotrwałych i długotrwałych obciążeń. Mechaniczne właściwości klejów przy krótkotrwałym obciążeniu i małych odkształceniach można opisać przez moduł Kirchhoffa (rysunek 1). W przypadku obciążeń długotrwałych i małych odkształceń kąt odkształcenia zmienia się i zależy od parametrów użytego kleju. Nieliniową zależność odkształcenia postaciowego od czasu przy stałym naprężeniu opisuje **wskaznik podatności odkształcenia (sztywności ścinania)** wg wyrażenia:

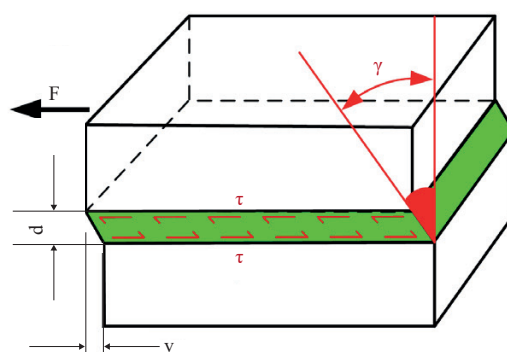
$$I = \frac{\tan(\gamma)}{\tau} = Bt^\alpha \quad (1)$$

gdzie:

γ – kąt odkształcenia postaciowego;

τ – naprężenie styczne – ścinające;

B, α – parametry materiałowe zależne od typu użytego kleju i czasu trwania obciążenia.



■ – adhesive joint/złącze klejowe

v – relative displacement of the adhesive layer/
przemieszczenie względne warstwy kleju [m]

d – thickness of the adhesive layer/grubość warstwy kleju [m]

τ – shear stress/naprężenie styczne – ścinające [N/m²]

γ – shear strain angle/kąt odkształcenia postaciowego [rad]

$\tan(\gamma) = \frac{v}{d} \approx \gamma$ (for small angles/w przypadku małych kątów)

$G = \frac{\tau}{\gamma}$ – shear modulus/moduł odkształcalności postaciowej [N/m²]

Fig. 1. Deformations of the bonding joint under shear

Rys. 1. Deformacje złącza klejowego pod wpływem ścinania

Table 1. Classification of polymeric adhesives according to [5]

Tabela 1. Klasyfikacja klejów polimerowych wg [5]

Polymer Adhesives/Kleje polimerowe		
Thermoplastics/ termoplastyczne	Elastomers/ elastomery	Thermosets / termoutwardzalne
Linear or branched polymer chains/ łańcuchy liniowe lub rozgałęzione	Long, lightly cross- linked polymer chains/ długie usieciowane łańcuchy polimerowe	Highly cross-linked polymer chains/ wysoko usieciowane łańcuchy polimerowe
PVB	Inorganic silicones/ silikony nieorganiczne organic polyurethanes/ poliuretany organiczne	Acrylic adhesives/ kleje akrylowe polyester resins/ żywice poliestrowe epoxy resins/ żywice epoksydowe

trated in Figure 2. The first phase (Δt_I) corresponds to creep resulting from the stretching of molecular chains; the second phase (Δt_{II}) is associated with the sliding of molecular chains; and the third phase (Δt_{III}) involves the loss of intermolecular bonds, ultimately leading to failure of the adhesive joint.

According to the guidelines provided in [5], three phases of deformation compliance behavior (creep) are defined, as illustrated in Figure 2. The first phase (Δt_I) corresponds to creep resulting from the stretching of molecular chains; the second phase (Δt_{II}) is associated with the sliding of molecular chains; and the third phase (Δt_{III}) involves the loss of intermolecular bonds, ultimately leading to failure of the adhesive joint. This third phase must be avoided in the design process, as it results in structural failure of the connection. In the glass industry, structural silicone sealants – organosilicon polymers – are commonly used. These adhesives are employed to bond façade elements made of metal alloys (such as aluminum or chromium-nickel steel) to glass panes. Two types of structural silicone sealants are distinguished: single-component and two-component systems. **Single-component silicones** cure upon contact with moisture present in the air. The optimal application conditions are a temperature of +24°C and a relative humidity of 50%. As the curing process is diffusion-controlled, it imposes practical limitations on the geometry of the sealant: the recommended thickness should exceed 6 mm, with a maximum width of less than 20 mm. The thickness-to-width ratio of the sealant should be at least 1:1 and no more than 1:3, with a recommended ratio of 1:2. Depending on the thickness, the curing time may extend up to three weeks. If the sealant is excessively thick, the inner (central) portion may never fully cure. **Two-component silicones** cure through a polymerization reaction initiated by mixing two components: a base compound (constituting approximately 90% of the volume) and a catalyst. The diffusion time between the two components is short, and curing occurs relatively quickly – within up to three days – and is independent of the sealant thickness. The recommended minimum thickness of the sealant is 6 mm, and the maximum is 50 mm, with a recommended thickness-to-width ratio of 1:4. The application of two-component adhesives is technically demanding and should not be carried out on construction sites.

Laboratory tests of silicone adhesives show that the allowable tensile stresses under short-term dynamic loads, such as impacts, range from approximately 0.80 to 1.80 MPa. These values depend on the ambient temperature. Creep in the adhesive is initiated under long-term loading and corresponds to stress levels of about 10% of the allowable short-term strength. Long-term stresses exceeding the creep threshold lead to stress relaxation, resulting in a gradual reduction of stress – provided that the joint remains undamaged and the permissible strain is not exceeded. According to studies and guidelines [6], structural silicone seal-

Zgodnie z wytycznymi [5] definiuje się trzy fazy zachowania się wskaźnika podatności odkształcenia (pełzanie) – rysunek 2. Pierwsza faza (faza Δt_I) to pełzanie wywołane przez rozciąganie łańcuchów molekularnych, druga faza (Δt_{II}) to pełzanie wywołane przez ślizganie się łańcuchów molekularnych, a trzecia faza (Δt_{III}) to utrata powiązań międzycząsteczkowych, w wyniku czego połączenie zostaje zerwane. Do trzeciej fazy nie należy dopuszczać w projektowaniu,

gdyż następuje zniszczenie połączenia.

W przemyśle szklarskim powszechnie używa się strukturalnych szczeliw silikonowych (polimerów krzemoorganicznych). Stosowane są do łączenia elementów fasadowych ze stopów metali (aluminium, stal chromowo-niklowa) z taflami szklanymi. Rozróżnia się dwa typy strukturalnych szczeliw silikonowych, tj. jednoskładnikowe lub dwuskładnikowe. **Jednoskładnikowe silikon** utwardzają się, gdy wejdą w kontakt z wilgocią zawartą w powietrzu. Optimalne warunki do stosowania to temperatura +24°C i wilgotność 50%. Proces utwardzania sterowany dyfuzją nakłada praktyczne ograniczenia na geometrię szczeliwa: zalecana grubość powinna być większa od 6 mm przy maksymalnej szerokości mniejszej od 20 mm. Stosunek grubości szczeliwa do jego szerokości powinien wynosić co najmniej 1:1, ale nie więcej niż 1:3, a zalecany to 1:2. W zależności

od grubości szczeliwa czas utwardzania wynosi nawet do trzech tygodni. W przypadku gdy grubość szczeliwa jest duża, część środkowa (wewnętrzna) może się nigdy nie utwardzić. **Dwuskładnikowe silikon** utwardzają się w wyniku reakcji polimeryzacji, która jest wywoływana przez zmieszanie dwóch składników składających się ze związku bazowego (stanowiącego 90% objętości) i katalizatora. Czas dyfuzji między dwoma składnikami jest krótki, a utwardzanie następuje stosunkowo szybko (do trzech dni) i nie zależy od grubości szczeliwa. Zalecana minimalna grubość szczeliwa wynosi 6 mm, a maksymalna 50 mm przy wskazanym stosunku grubości do szerokości 1÷4. Technologia nakładania klejów dwuskładnikowych jest wymagająca i nie powinna być stosowana na placu budowy.

W badaniach laboratoryjnych klejów silikonowych uzyskuje się dopuszczalne wartości naprężeń rozciągających przy krótkotrwałych obciążeniach dynamicznych, np. uderzeniu, rzędu 0,80 – 1,80 MPa. Zależne są one od panującej temperatury. Pełzanie kleju jest inicjowane przy obciążeniu długotrwałym i odpowiada naprężeniom ok. 10% dopuszczalnej wytrzymałości krótkotrwałej. Długotrwałe naprężenia przekraczające poziom pełzania prowadzą do relaksacji, a w efekcie spadku naprężeń, pod warunkiem, że nie dojdzie do uszkodzenia połączenia i nie zostaną przekroczone odkształcenia dopuszczalne. Z badań i wytycznych [6] wynika, że strukturalne szczeliwa silikonowe powinno się projektować na obciążenia krótkotrwałe

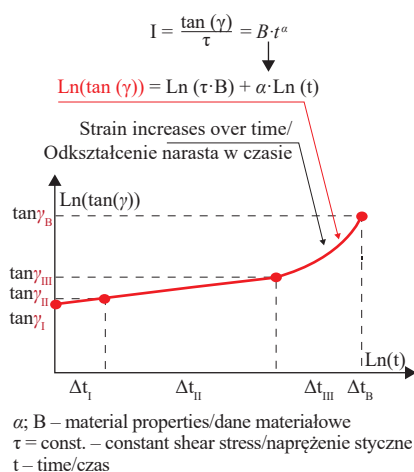


Fig. 2. Rheological response of a polymer adhesive under constant shear stress as a function of time t – schematic of shear creep

Rys. 2. Reologiczna odpowiedź kleju polimerowego przy stałym naprężeniu stycznym w funkcji czasu t – schemat pełzania postaciowego

ants should be designed for short-term loads using a material safety factor of 6, and for long-term loads with a factor of 60. The permissible deformation range due to thermal expansion and contraction is $\pm 12.5\%$ of the ultimate strain. Maximum deformation becomes especially important when bonding two materials with differing coefficients of thermal expansion. Table 2 presents the characteristics of structural silicone sealants. The relatively low Young's modulus of adhesive joints helps reduce local stress concentrations, although it limits the joint's capacity to transfer significant shear forces.

In engineering practice, most types of glass are not suitable for direct bonding with conventional polymer adhesives. This is primarily because they require priming, which is difficult to perform properly, and the absence of primer often leads to weak adhesion and a high risk of delamination. Even if good initial adhesion is achieved, the bond may degrade over time due to exposure to UV radiation, moisture, and temperature fluctuations. Additionally, the difference in thermal expansion between glass and adhesive leads to restrained deformations.

Table 2. Typical material properties of structural silicone sealants [3, 22, 23]

Tabela 2. Typowe właściwości materiałowe strukturalnych szczeliw silikonowych [3, 22, 23]

Characteristic/Charakterystyka	Value/Wartości
Allowable tensile stress under short-term loading/ Dopuszczalne naprężenia rozciągające przy obciążeniu krótkotrwałym [MPa]	0.140
Allowable tensile stress under long-term loading/ Dopuszczalne naprężenia rozciągające przy obciążeniu długotrwałym [MPa]	0.014
Allowable shear stress under short-term loading/ Dopuszczalne naprężenia ścinające przy obciążeniu krótkotrwałym [MPa]	0.070–0.128
Allowable shear stress under long-term loading/ Dopuszczalne naprężenia ścinające przy obciążeniu długotrwałym [MPa]	0.007–0.011
Young's modulus of linear deformation under short-term loading/ Moduł Younga odkształcalności liniowej dla obciążenia krótkotrwałego [MPa]	1.0–2.5
Maximum allowable strain/ Maksymalne dopuszczalne odkształcenie	$\pm 12.5\%$
Poisson's ratio/Współczynnik Poissona	0.49

ze współczynnikiem materiałowym 6, natomiast w przypadku obciążeń długotrwałych – 60. Dopuszczalny zakres odkształceń pod wpływem różnic termicznych wynosi $\pm 12,5\%$ odkształceń granicznych. Odkształcenie maksymalne jest istotne w przypadku łączenia dwóch materiałów o różnych współczynnikach rozszerzalności cieplnej. W tabeli 2 przedstawiono charakterystykę strukturalnych szczeliw silikonowych. Nie-

wielki moduł Younga połączeń redukuje naprężenia lokalne, natomiast nie ma zdolności do przenoszenia większych sił ścinających.

W praktyce inżynierskiej większość rodzajów szkła nie nadaje się do bezpośredniego klejenia konwencjonalnymi klejami polimerowymi, ponieważ: wymagają gruntowania, które jest trudne do wykonania, a jego brak prowadzi do nietrwałego wiązania i ryzyka odspojenia. W przypadku, gdy uda się uzyskać dobrą przyczepność początkową, to w dłuższej perspektywie połączenie może ulec degradacji wskutek promieniowania UV, wilgoci i zmiany temperatury. Rozszerzalność cieplna szkła i kleju jest różna, co prowadzi do skrzepowania odkształceń.

Case Study

An example of unintended restraint of a glass panel is presented in the analysis of an adhesive connection between a glass panel and a rigid cement board, which was fastened with screw anchors to a steel substructure in the form of a rigid frame made of galvanized rectangular steel tubes. The vertical posts, with a cross-section of RP 100×50×3 mm, were made of S235 steel (Figure 3), while the horizontal members between them were rectangular tubes with a cross-section of RP 100×150×3 mm, forming a rigid frame. The center-to-center spacing of the vertical posts was 450 mm. The frame was anchored to a reinforced concrete foundation using anchor bolts, creating a rigid connection both in and out of the plane of the frame. Cement boards, 10 mm thick, were screwed to both sides of the frame. These boards were non-perforated and tightly fitted edge-to-edge. An unventilated air gap formed between the board layers, acting as a heat reservoir, particularly under intense solar radiation. A laminated glass panel consisting of a 4+6 mm glass assembly was bonded to the cement boards using a polymer adhesive. The 6 mm glass panel was thermally toughened. The panels were laminated using three layers of EVA film (ethylene-vinyl acetate copolymer). The laminated assembly consisted of a clear, high-transparency glass panel (6 mm) and a non-toughened glass panel with a graphite-colored mirrored coating. The mir-

Analiza przypadku

Przykładem niezamierzonego skrzepowania tafli szklanej jest analizowany przypadek połączenia klejowego tafli szklanej ze sztywną płytą cementową zamocowaną łącznikami śrubowymi do podkonstrukcji stalowej w postaci sztywnej ramy z prostokątnych rur stalowych, ocynkowanych. Słupki pionowe o przekroju poprzecznym RP 100×50×3 mm wykonano ze stali S235 (rysunek 3), natomiast przewiązki między nimi z rur prostokątnych RP 100×150×3 mm, tworząc w ten sposób sztywną ramę. Rozstaw osiowy słupków wynosił 450 mm. Konstrukcję ramy zamocowano do fundamentu żelbetowego za pomocą śrub kotwiących, tworząc połączenie sztywne z płaszczyzny i w płaszczyźnie ramy. Z jednej i drugiej strony ramy przykręcono płyty cementowe o grubości 10 mm. Nie miały one perforacji i były ze sobą spasowane na tzw. styk. Pomiędzy warstwami płyt utworzyła się niewentylowana pustka powietrzna będąca akumulatorem ciepła, np. w przypadku intensywnego działania promieni słonecznych. Do płyt cementowych przyklejono zespoloną płytę szklaną z folią o grubości tafli 4+6 mm za pomocą kleju polimerowego. Tafla szklana o grubości 6 mm była hartowana termicznie. Taflę szklaną połączono ze sobą za pomocą trzech warstw folii EVA, która stanowi kopolimer etylenu i octanu winylu. Do laminacji użyto szkła bezbarwnego o podwyższonej przejrzystości (6 mm) oraz tafli szkła niehartowanego

rored coating faced outward and was positioned on the side adjacent to the cement boards. The glass panels were fully bonded to the cement boards over their entire. The analyzed element can be considered a short-term heat accumulator, which may contribute to the development of a temperature gradient across the thickness of the assembly and temperature differences between its individual components. This effect may result, for example, from the absorption of solar radiation (infrared) by the entire system, including the enclosed air cavity. This situation is analogous to the heat accumulation observed inside a closed car exposed to direct sunlight. Assuming a steady-state process, the temperature difference between the exterior surface and the air cavity was estimated. This phenomenon is particularly relevant when solar radiation begins to heat the surface of the glass panel and the steel structure, which had cooled overnight.

After a period of use, isolated cracks were observed initiating from the outer edge of the non-toughened glass panel, eventually leading to complete failure, including the breakage of the toughened panel. Surveillance footage revealed that the cracking and failure occurred suddenly in the early morning hours. It is noteworthy that the assembly was located in a city center and subjected to cyclic heating (solar exposure during the day) and cooling at night. In this case, the critical load was thermal loading, associated with heating and cooling cycles. Other loads, such as wind, were transferred directly by the remaining structure – namely, the cement board and the steel substructure. Their effect on the normal stresses in the glass panel was minor and, according to numerical simulations accounting for the stiffness of the interacting layers, did not exceed 2%. The glass panels used were capable of withstanding significant temperature variations, provided that the temperature across the glass thickness remained uniform and that thermal deformations in the plane of the glass could occur freely. However, the situation changes when deformation freedom is restricted – for example, by bonding the glass to materials with different coefficients of thermal expansion and thermal conductivity. The glass panels had undergone edge grinding and polishing.

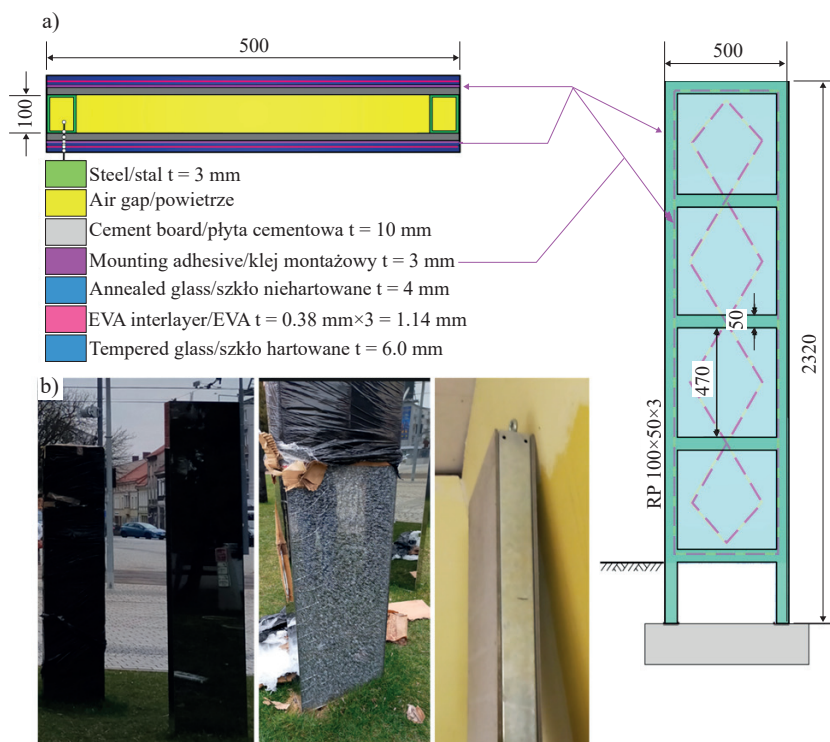


Fig. 3. Schematic of the construction: a) cross-sections; b) general view
Rys. 3. Schemat konstrukcji: a) przekroje; b) widok ogólny

z powłoką lustrzaną w kolorze grafitowym. Powłokę lustrzaną umieszczono od strony płyt cementowych licem na zewnątrz. Panele szklane były klejone do płyt cementowych na całej powierzchni. Szyba hartowana nie miała testu HST. Na bocznych powierzchniach ramy zastosowano blachę polerowaną ze stali chromoniklowej.

Po pewnym czasie użytkowania zauważono pojedyncze pęknięcia rozpoczynające się od zewnętrznej krawędzi tafli niehartowanej do jej całko-

witego zniszczenia łącznie z taflą hartowaną. Na kamerach monitoringu zaobserwowano, że pęknięcie oraz zniszczenie pojawiło się nagle w godzinach porannych. Warto zwrócić uwagę, że elementy były zlokalizowane w centrum miasta i poddawane cyklicznemu nagrzewaniu (nasłonecznieniu) i chłodzeniu w nocy. Decydującym obciążeniem w tej sytuacji jest obciążenie temperaturą, związane z nagrzewaniem i chłodzeniem. Inne obciążenia, np. od wiatru, są przenoszone bezpośrednio przez pozostałą konstrukcję, tj. płytę cementową oraz podkonstrukcję stalową. Ich wpływ na naprężenia normalne w panelu szklanym jest niewielki, a w analizach numerycznych – uwzględniających sztywność poszczególnych warstw współpracujących – nie przekraczał 2%.

Zastosowane tafle szklane były odporne na działanie zmian temperatury w dużym zakresie pod warunkiem, że temperatura szkła na grubości tafli szklanych była stała i występowała możliwość swobodnych odkształceń termicznych w płaszczyźnie tafli. Sytuacja zmieniałaby się w przypadku ograniczenia swobody odkształceń, np. przez zespolenie tafli z materiałami o różnej odkształcalności termicznej i przewodności strumienia ciepła. Tafle szklane zostały poddane szlifowaniu i polerowaniu. Analizowany element można rozpatrywać jako krótkookresowy akumulator ciepła, co mogłoby się przyczynić do wystąpienia gradientu temperatury na grubości przegrody oraz różnic temperatury w poszczególnych jej częściach. Byłoby to spowodowane np. absorpcją promieni słonecznych (podczerwieni) przez cały układ wraz z pustką powietrzną w środku. Zachodzi tu podobieństwo do sytuacji akumulacji ciepła w zamkniętym samochodzie, na który działają promienie słoneczne.

Zakładając stacjonarność procesu, oszacowano różnicę temperatury pomiędzy stroną zewnętrzną a pustką powietrzną. Ma

The analysed element can be viewed as a short-term heat accumulator, potentially contributing to a temperature gradient throughout the thickness of the partition and temperature differences in various sections of the partition. This may occur, for instance, due to the absorption of solar (infrared) radiation by the entire system, including the air void within. A parallel can be drawn to the heat accumulation in a closed car when exposed to the sun's rays. Assuming a stationary process, the temperature difference between the exterior and the air void was estimated. This is particularly significant when the sun's rays commence heating the surface of the glass sheet and the steel structure, which has been cooled overnight. To ascertain the effect of the temperature gradient, the temperature difference between the air void and the external surface of the glass, quantified as $\Delta T = \pm 24.9^\circ\text{C}$ in winter and $\Delta T = \pm 16.6^\circ\text{C}$ in summer, was assumed for the calculations. The calculations for panels bonded with EVA film were conducted in accordance with DIN standards. For comparison, a calculation was also performed using PVB film with the commercial software, licensed under number 037319 [7].

The solution employed was a laminate featuring an EVA film, which is a copolymer of ethylene and vinyl acetate, characterised by its resistance to low temperatures, as well as to water and UV radiation. Additionally, the film possesses high tensile strength. In comparison, PVB film demonstrates superior mechanical strength against pendulum impact and greater UV resistance. When utilising a solution with EVA foil under medium-duty loads, the stresses in the laminate are higher than those observed when using a laminate with, for instance, PVB foil. This is attributed to the increased stiffness of the EVA film. PVB film parameters include: $E = 12 \text{ MPa}$ (under load up to 10 s) and 0 MPa (under long-term load), $\nu = 0.499$, $\alpha_T = 8 \times 10^{-5} \text{ K}^{-1}$ at 22°C , while EVA film parameters are: $E = 1213 \text{ MPa}$ to 27 MPa (under load from 3 s to long-term load and -30°C), $\nu = 0.450$, $\alpha_T = 19.5 \times 10^{-5} \text{ K}^{-1}$ [7]. The calculations indicated that both the EVA film and the PVB film exceeded the allowable stresses in the glass. Figure 4 illustrates the stresses resulting from the most unfavourable load combination of the solutions with EVA and PVB, using a Young's modulus of $E = 12 \text{ MPa}$. The lower the temperature, the higher the Young's modulus, resulting in a greater exceedance of the design allowable stresses in the glass.

to szczególne znaczenie, gdy promienie słoneczne zaczynają nagrzewać powierzchnię tafli szklanej i konstrukcję stalową, która została schłodzona w nocy. W celu określenia wpływu gradientu temperatury przyjęto do obliczeń różnicę temperatury pomiędzy pustką powietrzną a powierzchnią zewnętrzną szkła równą $\Delta T = \pm 24,9^\circ\text{C}$ zimą i $\Delta T = \pm 16,6^\circ\text{C}$ latem. Obliczenia tafli klejonych folią EVA wykonano zgodnie z normami DIN, a dla porównania przeprowadzono kalkulację z zastosowaniem folii PVB komercyjnym programem o numerze licencji 037319 [7].

W zastosowanym rozwiązaniu występował laminat z folią EVA, tj. kopolimer etylenu i octanu winylu, który charakteryzuje się odpornością na niskie temperatury oraz na działanie wody i promieni UV. Folia ma również dużą wytrzymałość na rozerwanie. Dla porównania folia PVB ma większą wytrzymałość mechaniczną na uderzenie wahadłem i większą odporność na promieniowanie UV. W przypadku rozwiązania z folią EVA i obciążeń średniotrwiałych, naprężenia w laminacie są większe niż w przypadku zastosowania laminatu np. z folią PVB. Jest to spowodowane większą sztywnością folii EVA. Parametry folii PVB: $E = 12 \text{ MPa}$ (przy obciążeniu do 10 s) oraz 0 MPa (przy obciążeniu długotrwałym), $\nu = 0,499$, $\alpha_T = 8 \times 10^{-5} \text{ 1/K}$ przy temperaturze 22°C , natomiast folii EVA: $E = 1213 \text{ MPa}$ do 27 MPa (przy obciążeniu od 3 s do obciążenia długotrwałego i temperaturze -30°C), $\nu = 0,450$, $\alpha_T = 19,5 \times 10^{-5} \text{ K}^{-1}$ [7]. Obliczenia wykazały, że zarówno w przypadku zastosowania folii EVA, jak i folii PVB odnotowano przekroczenie dopuszczalnych naprężeń w szkło. Na rysunku 4 przedstawiono naprężenia najbardziej niekorzystnej kombinacji obciążeń rozwiązań z folią EVA i PVB o module Younga $E = 12 \text{ MPa}$. Im niższa temperatura, tym większy moduł Younga oraz większe przekroczenie naprężeń obliczeniowych dopuszczalnych w szkło.

Analiza numeryczna

Przeprowadzone obliczenia własne oraz analizy numeryczne wykazały, że dominującym obciążeniem przy tak zaprojektowanej konstrukcji jest obciążenie termiczne. Zastosowanie ciągłego klejenia liniowego generuje przyrost naprężeń w szkło bezpośrednio stykającym się z klejem w przypadku

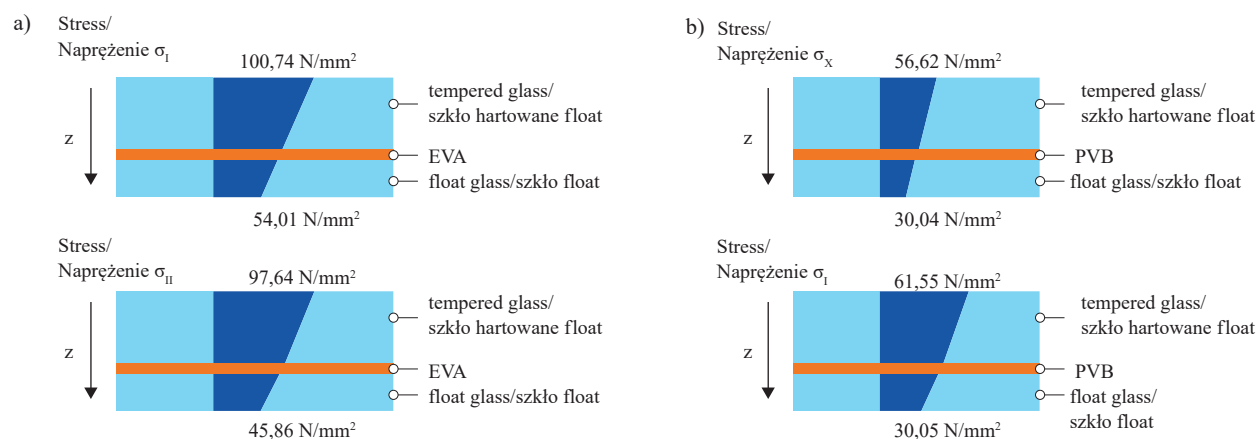


Fig. 4. Stress in the glass sheet at the temperature difference in the post-partition section $\Delta T = +24.9^\circ\text{C}$: a) with EVA; b) with PVB [7]
 Rys. 4. Naprężenia w tafli szklanej przy różnicy temperatury w przekroju poprzecznym przegrody $\Delta T = +24,9^\circ\text{C}$: a) z folią EVA; b) z folią PVB [7]

Numerical Analysis

The performed calculations and numerical simulations demonstrated that thermal loading is the dominant factor in the behavior of the designed structure. The use of continuous linear bonding generates an increase in stress within the glass in direct contact with the adhesive when temperature changes occur. The glass panels were bonded to cement boards over their entire surface. Cement boards possess different material properties, including a distinct coefficient of thermal expansion. As a result, this configuration restricted the thermal deformation freedom of the glass panel relative to the rest of the structure, including the cement boards and steel frame.

Thermal stresses arise in the glass panel when temperature differences occur across various regions of the glass. If these stresses exceed the tensile strength of the glass, thermal cracking occurs. The appearance of such cracks is typically not due to inherent defects in the glass itself, but rather results from the support conditions and the exceeding of allowable tensile stresses in the glass. The characteristic bending strength of glass is approximately 120 MPa, while the design strength is significantly lower and depends on the duration of the applied load.

A characteristic crack in glass caused by thermal deformation typically initiates at the edge of the panel and runs perpendicular to the glass edge, resulting in a “lazy and meandering” fracture pattern (Figure 5). This type of crack begins with a straight segment approximately 75–100 mm in length and propagates over time as a low-energy meandering fracture that frequently branches along its path (Stevens, 2013).

The coefficient of linear thermal expansion for steel is $0.12 \times 10^{-4}/K$, whereas for glass it ranges from 0.03 to $0.09 \times 10^{-4}/K$. Dividing the thermal expansion coefficient of steel by that of glass yields a difference ranging from 400% ($0.12/0.03 \times 100\%$) to 133% ($0.12/0.09 \times 100\%$). This deformation discrepancy between the steel structure and the glass panel can be illustrated through calculations.

Assuming a module height of $L = 2000$ mm, a winter temperature gradient of $\Delta T = \pm 24.9^\circ C$, a Young's modulus for glass of $E = 7 \times 10^{10}$ Pa, and accounting for the differential strain between steel and glass, the resulting tensile stresses in the glass amount to approximately 52.3 MPa. This level of stress due to linear thermal expansion exceeds the permissible stress limits for annealed glass, which is around 30 MPa.

Tempered glass, due to the presence of internal tensile stresses in its core, does not bear additional tensile stress. However, after tempering, its capacity to withstand bending moments increases to over 120 MPa. When bending stresses are consid-

zmiiany temperatury. Panele szklane były klejone do płyt cementowych na całej powierzchni. Płyty cementowe mają inne parametry materiałowe i różnią się współczynnikiem rozszerzalności termicznej. Efektem takiego rozwiązania było ograniczenie swobody odkształceń termicznych tafli szkła względem pozostałej części konstrukcji, w tym płyt cementowych i konstrukcji stalowej.

Naprężenia termiczne pojawiają się w tafli szklanej, gdy w różnych częściach (obszarach) szkła występują różnice temperatur. Jeżeli naprężenia są większe niż wytrzymałość szkła na rozciąganie, to pojawia się pęknięcie termiczne. Ujawnienie się takich pęknięć zwykle nie jest spowodowane wadą szkła, lecz wynika ono z warunków podparcia szyby i przekroczenia dopuszczalnych naprężeń w szkłe od rozciągania. Charakterystyczna wytrzymałość szkła na zginanie wynosi 120 MPa, a obliczeniowa jest zdecydowanie mniejsza i zależy od czasu działania obciążenia.

Charakterystyczne pęknięcie w szkłe spowodowane odkształceniem termicznym zaczyna się od brzegu tafli i jest prostopadłe do krawędzi płyty szklanej, powodując „leniwe i meandrujące” pęknięcie (rysunek 5). Takie pęknięcie ma prostą odnogę o długości około 75÷100 mm i propaguje w czasie w postaci meandrującego pęknięcia o niewielkiej energii, które często rozwidla się wzdłuż swojej ścieżki (Stevens 2013).

Współczynnik rozszerzalności liniowej stali wynosi $0,12 \times 10^{-4}/K$, a szkła $0,03 \div 0,09 \times 10^{-4}/K$. Jeżeli podzielimy współczynnik rozszerzalności termicznej stali przez współ-

czynnik rozszerzalności szkła, to otrzymamy różnicę od $0,12/0,03 \times 100\% = 400\%$ do $0,12/0,09 \times 100\% = 133\%$. Tę różnicę odkształceń między konstrukcją stalową a taflą szklaną można zobrazować w obliczeniach. Przyjmując wysokość modułu $L = 2000$ mm, gradient temperatury w okresie zimowym $\Delta T = \pm 24,9^\circ C$, moduł sprężystości szkła $E = 7 \times 10^{10}$ Pa i różnicę odkształceń między stalą a taflą szklaną, to otrzymamy naprężenia rozciągające w szkłe $\sim 52,3$ MPa. Wartość naprężeń pochodzących z wydłużalności liniowej przekracza wartości graniczne tafli szkła niehartowanego. Dopuszczalna wartość naprężeń rozciągających szkła niehartowanego wynosi ok. 30 MPa.

Ze względu na rozkład w strefie środkowej własnych naprężeń rozciągających szkło hartowane nie przenosi dodatkowego rozciągania. Natomiast po hartowaniu jego zdolność do przenoszenia momentów zginających zwiększa się do ponad 120 MPa. Jeżeli uwzględnimy naprężenia zginające z uwagi na zespolenie tafli z płytą cementową, to w każdym przypadku przekroczona zostanie wartość dopuszczalnych naprężeń. W wyniku zespolenia tafli szklanej klejem o dużej wytrzymałości uzyskuje się bardziej złożoną

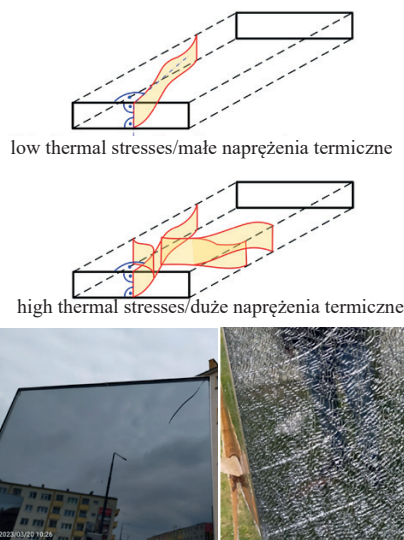


Fig. 5. Schematic of thermal crack initiation, final development and failure in a single glass sheet, and the condition of the analyzed element. The linear crack was revealed in the non-tempered panel, whereas the tempered panel exhibited characteristic diffuse cracking

Rys. 5. Schemat inicjacji pęknięcia termicznego oraz końcowego rozwoju i zniszczenia w pojedynczej tafli szklanej, a także zastany stan analizowanego elementu. Pęknięcie liniowe ujawniło się w tafli niehartowanej, natomiast tafła hartowana uległa charakterystycznemu rozproszonemu pękaniu

ered due to the composite bonding of the glass panel with a cement board, the allowable stress values are exceeded in all cases.

Bonding the glass panel with a high-strength adhesive results in a more complex scenario, as the cross-section comprises four different materials: laminated glass + adhesive (polymer adhesive) + cement board + steel structure. Each of these materials has distinct thermal expansion coefficients and thermal resistance properties. The Young's modulus of the polymer adhesive is assumed to be 13 MPa, and in the computational model, a linear connection of surface elements was applied between the cement board and the glass panel to represent the adhesive properties.

The described elements were assembled as a complete unit during the summer period at an ambient temperature of approximately 22°C. Therefore, all analyses related to the thermal expansion of the individual materials during service life were referenced to this installation temperature. Figure 6 presents a sample analysis of temperature variation over the course of a month (December), relative to the installation temperature.

Based on the obtained data, simplified calculations of the temperature distribution across the partition can be performed, taking into account the sun-exposed side. This enables an assessment of how the structure behaves in terms of steady-state heat flow. An example of such an analysis, conducted using the licensed SOFiSTiK software [17], is presented in Fig-

sytuację, ponieważ w przekroju poprzecznym występują cztery rodzaje materiałów: szkło laminowane + klej (klej polimerowy) + płyta cementowa + konstrukcja stalowa, a każdy z tych materiałów ma inną rozszerzalność termiczną oraz opór cieplny. Przyjęto moduł Younga kleju polimerowego 13 MPa, a w modelu obliczeniowym pomiędzy płytą cementową a płytą szklaną zastosowano połączenie liniowe z elementów powierzchniowych odwzorowujące parametry użytego kleju.

Opisane elementy były montowane w całości w okresie letnim w temperaturze ~22°C, dlatego analizy dotyczące zmiany wydłużalności poszczególnych materiałów w czasie eksploatacji odniesiono do tej temperatury. Na rysunku 6 przedstawiono przykładową analizę zmiany temperatury w czasie miesiąca (grudzień) w odniesieniu do temperatury montażu.

Na podstawie uzyskanych danych można wykonać uproszczone obliczenia rozkładu temperatury w przegrodzie z uwzględnieniem strony nasłonecznionej. Pozwala to odpowiedzieć na pytanie, jak zachowa się konstrukcja pod względem stacjonarnego ustalonego przepływu ciepła. Przykład analizy z wykorzystaniem licencjonowanego programu SOFiSTiK [17] przedstawiono na rysunku 7. Przeprowadzono symulacje numeryczne metodą elementów skończonych. Poszczególne warstwy odwzorowano z zachowaniem charakterystyk materiałowych wg kart technicznych producentów wbudowanych materiałów. W modelu zachowano swobodę odkształ-

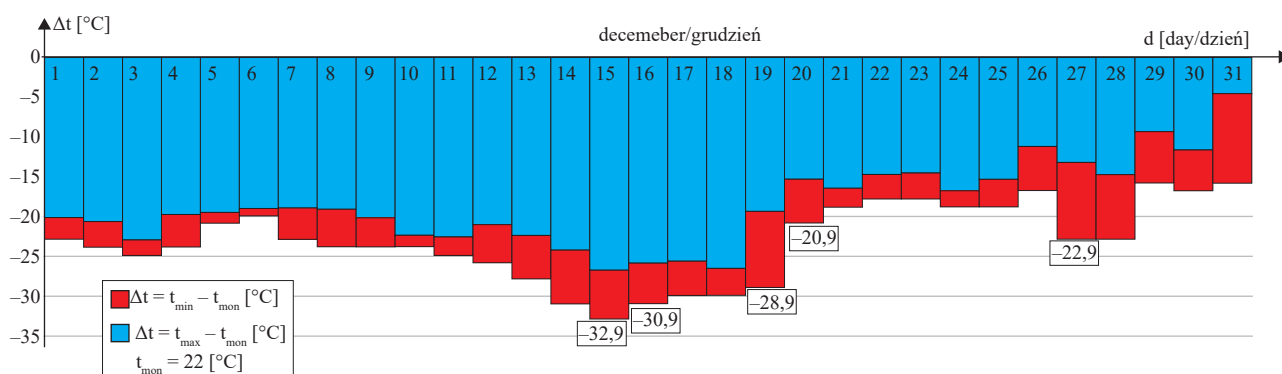


Fig. 6. Example of the change in the temperature gradient concerning the installation temperature during one month of December 2022 at the site of the analyzed element

Rys. 6. Przykładowa zmiana gradientu temperatury w odniesieniu do temperatury montażu w grudniu 2022 r., w miejscu wbudowania analizowanego elementu

ure 7. Numerical simulations were carried out using the finite element method. The individual layers were modeled in accordance with the material properties specified in the technical data sheets provided by the manufacturers of the installed materials. The model accounted for deformation freedom in the plane parallel to the mid-plane of the glass panels. To this end, a 2D model under plane stress conditions and a highly detailed 3D model were developed. The

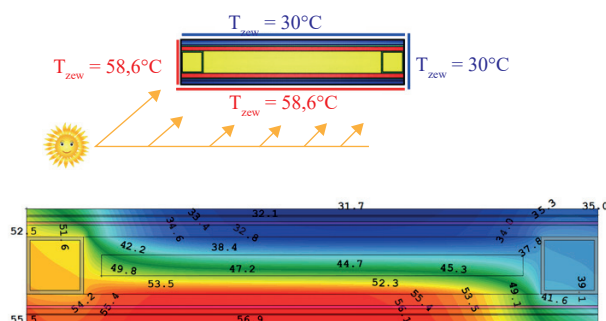


Fig. 7. Example of temperature distribution in the cross-section of a described element [8]

Rys. 7. Przykładowy rozkład temperatury w przekroju poprzecznym opisanego elementu [8]

ceń w płaszczyźnie równoległej do płaszczyzny środkowej tafli szklanej. W tym celu przygotowano model 2D w płaskim stanie naprężenia i bardzo złożony model 3D. Pierwszy model posłużył do zobrazowania prawdopodobnego momentu ujawnienia się pęknięcia tafli szklanych połączonych folią EVA. Uwzględniono zespolone tafle szklane o różnej grubości, przy czym tafla zewnętrzna grubości 6 mm była hartowana termicznie, a tafla wewnętrzna grubo-

2D model was used to illustrate the probable onset of cracking in glass panels bonded with EVA foil.

The analysis included laminated glass panels of varying thicknesses, with the outer panel being 6 mm thick and thermally tempered, while the inner panel was 4 mm thick and not tempered. The total thickness of the EVA interlayer was 1.14 mm. Sample results were presented for a temperature gradient of $\pm 24.6^\circ\text{C}$, without accounting for temperature variation through the thickness of the partition. The EVA interlayer parameters were assumed according to medium-term load conditions, as defined in DIN standards, i.e., with a reference duration of two days.

The static assumptions of the numerical model are illustrated in Figure 8. The analysis utilized shell elements, beam elements, elastic links (with nonlinear characteristics no interaction under tensile forces), and so-called rigid bodies to model significant structural eccentricities. The wall structure was modeled as a composite cross-section made up of several shell elements connected by elastic links, simulating the behavior of a unified section. If the tensile strength of any shell element was exceeded, that element was deactivated in the subsequent load step – allowing for the prediction of stress redistribution in regions where cracking might occur. The applied shell element type, QUAD, in the SOFiStiK system is a quadrilateral element with four nodes. The calculations were carried out as a nonlinear, multi-stage analysis, taking into account both geometric and material nonlinearities. The total thermal deformations resulting from the assumed temperature gradient across the material layers were applied in five incremental steps. These steps also incorporated changes due to deactivation of elements that had exceeded tensile strength in the previous step. This approach allowed for the inclusion of changes in the elastic modulus of the EVA interlayer with increasing temperature. Calculations were performed for different daily temperature gradients, such as on April 10, 2023:

ści 4 mm nie była hartowana. Sumaryczna grubość folii EVA wynosiła 1,14 mm. Przykładowe wyniki zaprezentowano dla gradientu temperatury $\pm 24,6^\circ\text{C}$ bez uwzględniania zmiany temperatury na grubości przegrody. Przyjęto parametry folii EVA jak w przypadku obciążeń średniotrwących, zdefiniowanych w normach DIN, tj. wynoszących dwie doby.

Założenia statyczne modelu numerycznego przedstawiono na rysunku 8. Wykorzystano elementy: powłokowe, belkowe, więzi sprężystych (nieliniowość więzi sprężystych – brak interakcji w przypadku sił rozciągających) i tzw. ciała sztywne do odwzorowania ważnych mimośrodków konstrukcyjnych. Konstrukcja ściany została zamodelowana jako przekrój zespolony z kilku elementów powłokowych powiązanych więzami sprężystymi imitującymi zespolenie w jeden przekrój (jeżeli w danych elementach powłokowych przekroczone zostały wartości wytrzymałości na rozciąganie, w kolejnym kroku obciążenia, elementy te były dezaktywowane – taki sposób umożliwiał prognozowanie redystrybucji naprężeń w miejscu potencjalnego pojawienia się pęknięcia). Zastosowany element powłokowy typu: QUAD w systemie SOFiStiK jest elementem czworobocznym z czterema węzłami. Obliczenia wykonywano jako analizę nieliniową wieloetapową z uwzględnieniem nieliniowości geometrycznych i materiałowych (całkowite odkształcenia termiczne, które wynikły z założonego gradientu temperatury w poszczególnych warstwach materiałów, przykładano w pięciu krokach przyrostowych, z uwzględnieniem np. zmian wynikających z dezaktywacji elementów, w których przekroczona została wytrzymałość na rozciąganie w kroku poprzednim). Takie podejście pozwoliło uwzględnić zmianę modułu sprężystości folii EVA wraz ze wzrostem temperatury. Obliczenia wykonano w przypadku różnych gradientów dobowych, np. z 10.04.2023 r.: $\Delta T_{\text{out}} = +16,6^\circ\text{C}$ i $\Delta T_{\text{out}} = -24,9^\circ\text{C}$ z 4.04.2023 r. odniesionego do temperatury montażu. Nie uwzględniono pełzania poszczególnych materiałów. Otrzymane wyniki potwier-

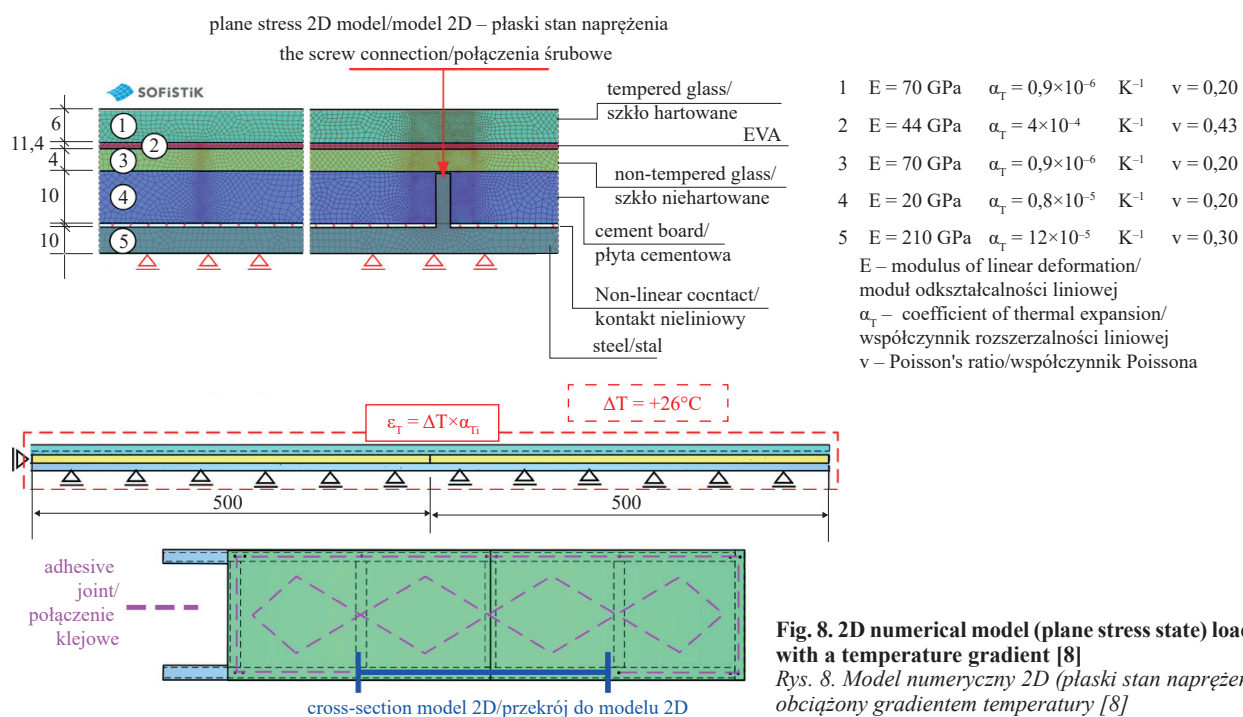


Fig. 8. 2D numerical model (plane stress state) loaded with a temperature gradient [8]

Rys. 8. Model numeryczny 2D (płaski stan naprężenia) obciążony gradientem temperatury [8]

$\Delta T_{\text{out}} = +16.6^{\circ}\text{C}$, and on April 4, 2023: $\Delta T_{\text{out}} = -24.9^{\circ}\text{C}$, both referenced to the installation temperature. The analysis did not consider material creep. The obtained results confirmed the authors' simplified calculations. The linear elastic modulus of the EVA interlayer was assumed for the considered temperature range from -20°C to $+40^{\circ}\text{C}$.

Based on the determination of the design tensile strength of annealed and tempered glass, and following the regulations and guidelines specified in [1, 2, 4, 6, 9, 10, 11], the allowable design tensile strength under medium-term thermal loading was determined to be 14.3 MPa for annealed glass and 76.8 MPa for tempered glass. A comparison of these values with the results obtained from the 2D model reveals that, in the initial phase, the annealed glass is the first to fracture (Figures 9 and 10). This is followed by stress redistribution, which ultimately leads to the failure of the tempered glass above the already existing crack.

For research purposes, analyses were carried out using a more complex 3D model, incorporating geometric nonlinearity (deformations from each computational step were used as the initial state for the subsequent step, without introducing global imperfections) and material nonlinearity (nonlinear behavior of steel and temperature-dependent changes in the longitudinal stiffness of the EVA interlayer; all other materials were modeled as linear elastic). The spatial structural model was developed in the SOFiSTiK system [8]. Connections between individual layers were represented using elastic links between the midplanes of each layer (Figure 11). The numeri-

zmyły uproszczone obliczenia autorów. Moduły sprężystości liniowej folii EVA zakładano w przypadku rozpatrywanej temperatury -20°C do 40°C .

Przyjmując za podstawę określenie obliczeniowej wytrzymałości na rozciąganie szkła niehartowanego i hartowanego, przepisy i wytyczne zawarte w [1, 2, 4, 6, 9, 10, 11], przy założeniu średniotrwalego obciążenia temperaturą otrzymano dopuszczalną obliczeniową wytrzymałość na rozciąganie 14,3 MPa w przypadku szkła zwykłego i 76,8 MPa w przypadku szkła hartowanego. Z porównania tych wartości z wynikami modelu 2D widać, że w pierwszym etapie pęknięcia ulegnie szkło niehartowane (rysunki 9 i 10), po czym następowała redystrybucja naprężeń i zniszczeniu ulegało szkło hartowane nad istniejącym już pęknięciem.

W celach poznawczych wykonano analizy bardziej złożonego modelu 3D z wykorzystaniem nieliniowości geometrycznej (odkształcenia z danego kroku obliczeniowego przyjmowano jako wyjściowe do kolejnego kroku, nie wprowadzono imperfekcji globalnych) i materiałowej (zastosowano nieliniowość materiałową stali i zmianę modułu sztywności podłużnej folii EVA z przyrostem temperatury, pozostałe materiały miały model sprężysty). Model przestrzenny konstrukcji wykonano w systemie SOFiSTiK [8]. Połączenia między poszczególnymi warstwami odwzorowano za pomocą więzi sprężystych między płaszczyznami środkowymi poszczególnych warstw (rysunek 11). W modelu numerycznym wykorzystano elementy powłokowe, elementy belkowe, elementy nieliniowych więzi

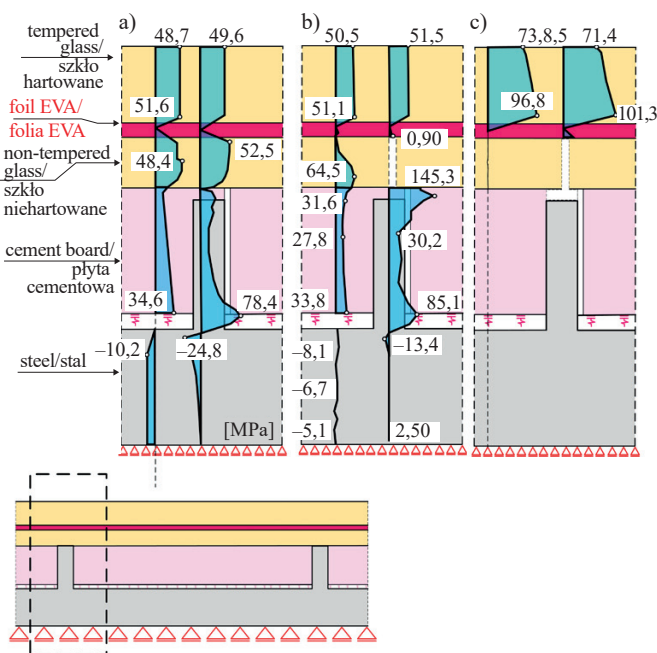


Fig. 9. 2D numerical model (plane state of stress) of the distribution of principal stress σ_1 [MPa] in the cross-section at the point of attachment of the cement particleboard to the steel structure: a) two glass sheets without cracking, b) the non-tempered sheet cracked, c) replaced the scratch of the cement particleboard

Rys. 9. Model numeryczny 2D (płaski stan naprężenia) rozkład naprężeń głównych σ_1 [MPa] w przekroju w miejscu mocowania płyty cementowej do konstrukcji stalowej: a) dwie tafle szklane bez pęknięcia, b) tafle niehartowane pękła, c) nastąpiło zarysowanie płyty cementowej

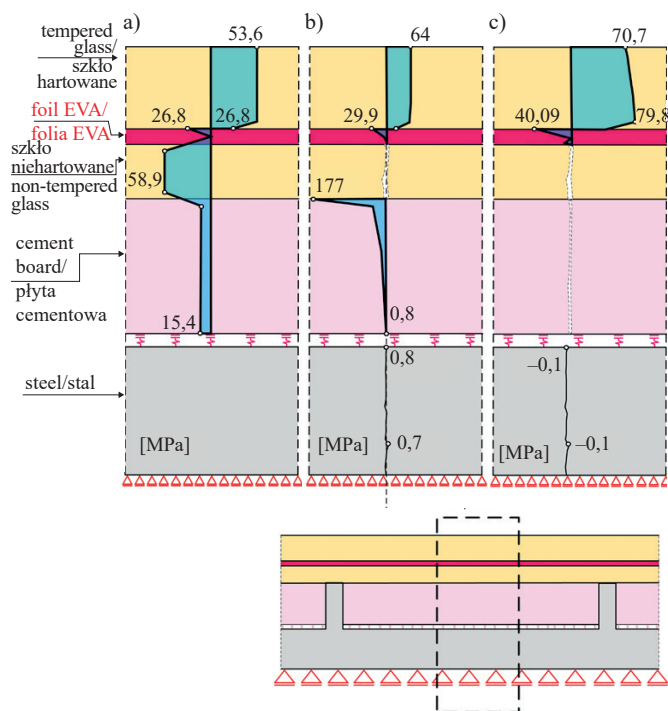


Fig. 10. 2D numerical model (plane stress state) of the principal stress distribution σ_1 [MPa] in the span section between the fasteners: a) two glass sheets without fracture, b) the non-tempered sheet cracked, c) replaced the scratch of the cement

Rys. 10. Model numeryczny 2D (płaski stan naprężenia); rozkład naprężeń głównych σ_1 [MPa] w przekroju przesłowym pomiędzy łącznikami: a) dwie tafle szklane bez pęknięcia; b) tafle niehartowane pękła; c) nastąpiło zarysowanie płyty cementowej

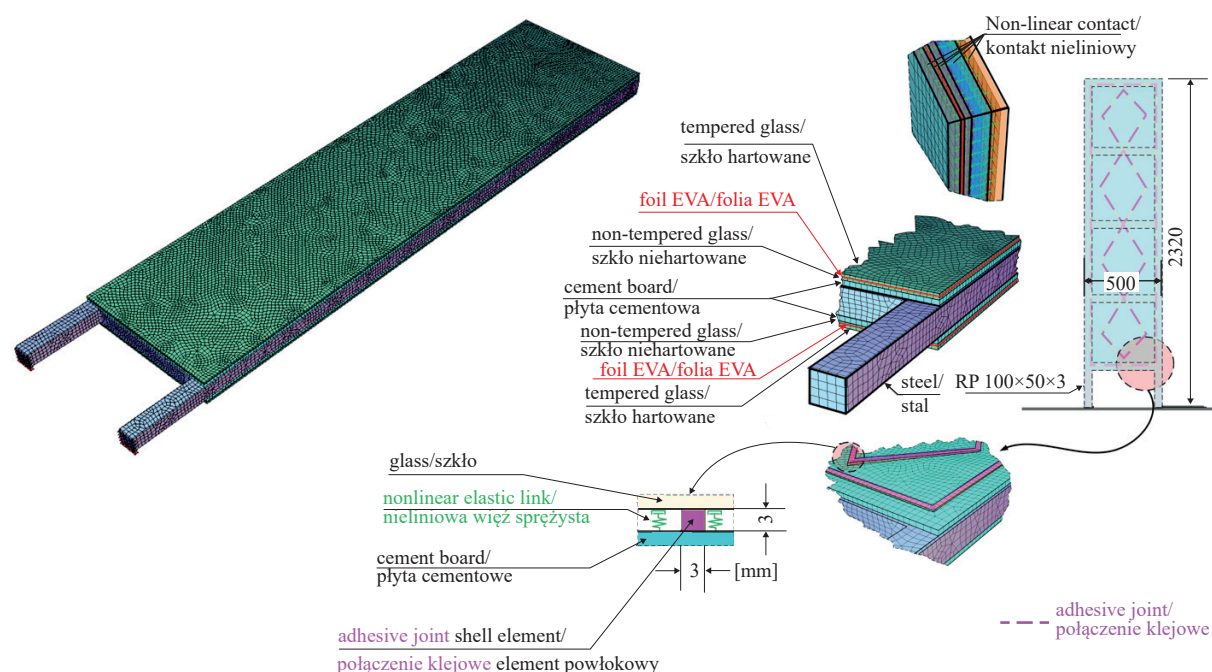


Fig. 11. 3D numerical model of described element with texture of structure mapping [8]

Rys. 11. Model numeryczny 3D opisanego elementu z odwzorowaniem struktury konstrukcyjnej [8]

cal model employed shell elements, beam elements, nonlinear elastic links, and rigid bodies to simulate significant structural eccentricities. The wall structure was modeled as a composite cross-section consisting of multiple layers of shell elements connected by elastic links to imitate a unified section. The shell element used, of the QUAD type in the SOFiSTiK system, is a four-node quadrilateral element.

The numerical calculations accounted for various daily temperature fluctuations relative to the installation temperature. Sample results for $\Delta T = +26^\circ\text{C}$ are presented in Figure 12. The applied model does not fully replicate the influence of all physical phenomena that affect the strength parameters of laminated glass panels. These phenomena were considered when determining the design tensile strength of glass based on standards [6], as well as long-standing research and practical experience. For this reason, the obtained stress results were compared with design values. Figure 12 illustrates the zones of maximum tensile stress in both annealed and tempered glass panels. The obtained tensile stress values were compared against the design tensile strengths: **14.3 MPa** for float glass ($\gamma_{M,A} = 1.8$; $k_{mod} = 0.57$; $k_{sp} = 1.0$; $f_{g,k} = 45$ MPa according to [1, 2]) and **76.7 MPa** for tempered glass ($\gamma_{M,A} = 1.8$; $k_{mod} = 0.57$; $k_{sp} = 1.0$; $f_{g,k} = 45$ MPa; $\gamma_{M,V} = 1.2$; $k_V = 1.0$; $f_{bk} = 120$ MPa according to [1, 2]). These values made it possible to predict fracture-prone zones within the glass. The results show that crack initiation first occurred in the annealed glass panel, where the tensile stresses could reach up to 128 MPa several times higher than the material's tensile strength. Based on the obtained results and the conducted numerical simulations, it can be concluded that the adopted structural and

sprężystych i tzw. ciała sztywne do odwzorowania ważnych mimośrodków konstrukcyjnych. Konstrukcja ściany została zamodelowana jako przekrój zespolony z kilku warstw elementów powłokowych powiązanych więzami sprężystymi imitującymi zespolenie. Zastosowany element powłokowy typu QUAD w systemie SOFiSTiK jest elementem czworobocznym z czterema węzłami.

W obliczeniach numerycznych uwzględniono różne dobowe zmiany temperatury względem temperatury montażu. Przykładowe wyniki w przypadku $\Delta T = +26^\circ\text{C}$ przedstawiono na rysunku 12. Zastosowany model nie odwzorowuje w pełni oddziaływania wszystkich zjawisk fizycznych, jakie mają wpływ na parametry wytrzymałościowe tafli ze szkła zespolonego. Te zjawiska zostały ujęte przy określaniu wytrzymałości obliczeniowej szkła na rozciąganie na podstawie przepisów normowych [6], oraz wieloletnich doświadczeń i badań. Z tego powodu zdecydowano się porównać otrzymane naprężenia z wartościami obliczeniowymi. Na rysunku 12 przedstawiono obszary maksymalnych naprężeń rozciągających tafli ze szkła niehartowanego i hartowanego. Otrzymane wyniki naprężeń rozciągających można odnieść do wartości obliczeniowych wytrzymałości na rozciąganie: **14.3 MPa** – szkło float ($\gamma_{M,A} = 1.8$; $k_{mod} = 0.57$; $k_{sp} = 1.0$; $f_{g,k} = 45$ MPa wg [1, 2]), **76.7 MPa** – szkło hartowane ($\gamma_{M,A} = 1.8$; $k_{mod} = 0.57$; $k_{sp} = 1.0$; $f_{g,k} = 45$ MPa; $\gamma_{M,V} = 1.2$; $k_V = 1.0$; $f_{bk} = 120$ MPa wg [1, 2]), otrzymując w ten sposób prognozowane obszary pęknięcia szkła. Wyniki pokazują, że w pierwszej kolejności inicjacja pęknięcia ujawniła się w niehartowanej tafli szkła, gdzie naprężenia mogły osiągnąć wartość 128 MPa i były wielokrotnie większe niż wytrzymałość na rozciąganie. Bio-

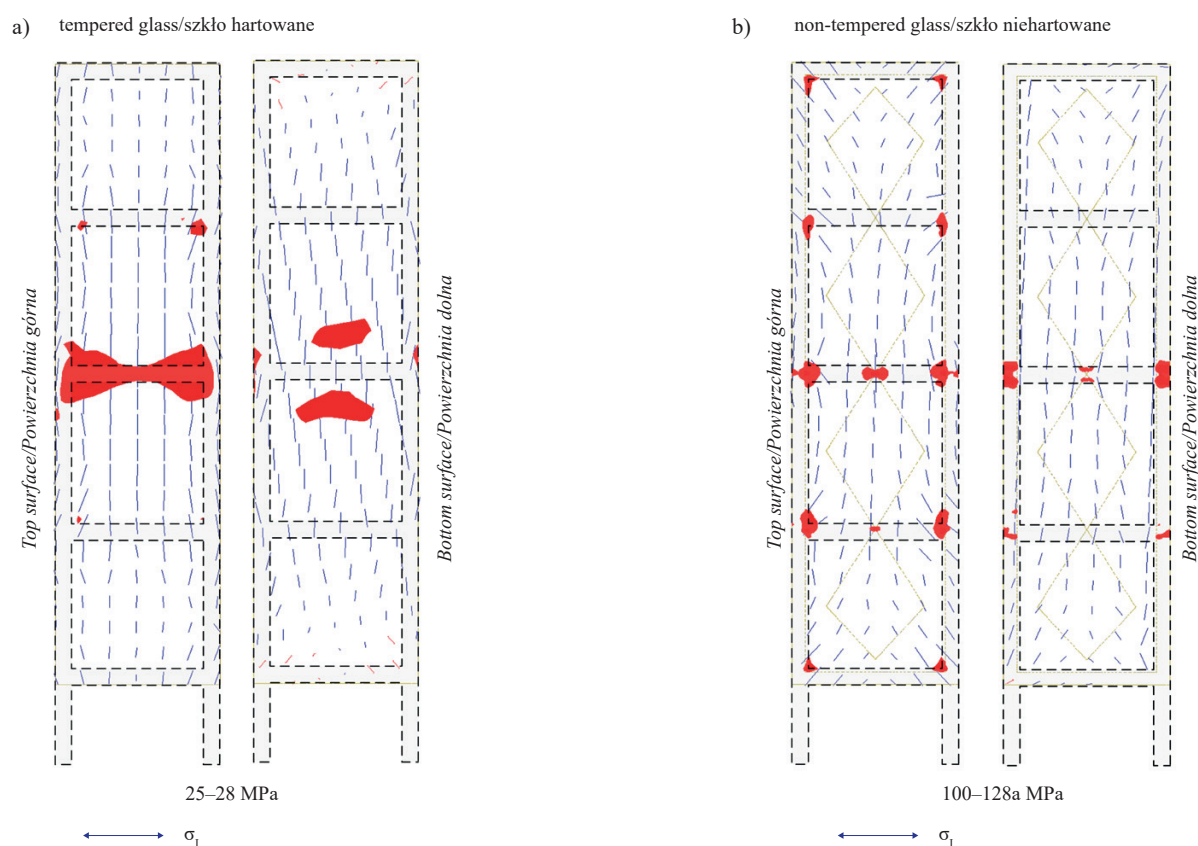


Fig. 12. Values of maximum principal stress σ_1 for individual glass sheets at the gradient $\Delta T = +26^\circ\text{C}$: a) tempered glass, b) non-tempered glass

Rys. 12. Wartości maksymalnych naprężeń głównych σ_1 poszczególnych tafli szklanych przy gradiencie $\Delta T = +26^\circ\text{C}$: a) szkło hartowane, b) szkło niehartowane

design assumptions were underestimated and did not meet the relevant standard requirements [6, 10, 11, 20]. It should also be noted that currently, there are no national regulations that allow designers to carry out such advanced analyses. Therefore, the presented example should be considered a prototype solution that can only be developed with the support of scientific publications [2, 4] and DIN standards.

Conclusions and Recommendations

Based on the conducted analyses and literature review, the following conclusions and recommendations are proposed for the design of adhesively bonded glass structures:

- Adhesive bonding of glass elements to materials with dissimilar mechanical properties, especially differing coefficients of thermal expansion, should be avoided. Such configurations generate additional tensile forces in the glass when subjected to sudden temperature fluctuations.

- Glass elements exposed to long-term constant loading should not be bonded using adhesives. Creep significantly reduces the strength of the adhesive joint. Adhesives may lose their mechanical properties by an order of magnitude or degrade entirely. Such solutions may be permissible only if a detailed analysis is conducted, accounting for both creep and stress relaxation.

rac pod uwagę otrzymane wyniki oraz przeprowadzone symulacje numeryczne, można stwierdzić, że przyjęte założenia konstrukcyjne, obliczeniowe były niedoszacowane i nie spełniały wymagań norm przedmiotowych [6, 10, 11, 20]. Należy zwrócić również uwagę, że nie ma obecnie przepisów krajowych, które umożliwiłyby projektantowi przeprowadzenie tak zaawansowanych obliczeń. Z tego powodu przytoczony przykład należy traktować jako rozwiązanie prototypowe, które można rozwiązać tylko posiłkując się publikacjami naukowymi [2, 4] i normami DIN.

Wnioski i zalecenia

Na podstawie przeprowadzonych analiz i studiów literaturowych sformułowano następujące wnioski i zalecenia dotyczące projektowanych klejonych konstrukcji szklanych:

- nie należy łączyć elementów ze szkła techniką klejenia powierzchniowego z materiałami o różnych parametrach mechanicznych, a szczególnie innym współczynniku rozszerzalności termicznej. Takie rozwiązania generują dodatkowe siły rozciągające w szkło w przypadku skokowych wahań temperatury.

- szklane elementy klejone narażone na długotrwałe obciążenie stałe nie powinny być łączone za pomocą klejów, ponieważ czynnik pełzania znacznie obniża wartość połączenia. Kleje tracą właściwości mechaniczne o rząd wielkości lub

■ In the analysis of structural glass panels, it is essential to accurately consider the duration of the applied load and the creep behavior of the adhesive.

■ In the analyzed case, thermal loading should be classified as medium-term, since the duration of its effect may last several hours or more. Classifying temperature loads as medium-term significantly reduces the ultimate load-bearing capacity of the glass.

całkowicie się degradują. Dopuszczalne są takie rozwiązania pod warunkiem ich szczegółowej analizy z uwzględnieniem pełzania oraz relaksacji.

■ w analizie konstrukcji z paneli szklanych istotne jest prawidłowe uwzględnienie czasu działania obciążenia oraz pełzania spoiwa.

■ w rozpatrywanym przypadku obciążenie termiczne powinno się zaliczać do obciążeń średniotrwących, ponieważ czas oddziaływania może wynosić kilka lub kilkanaście godzin. Uwzględnienie obciążenia temperaturą klasyfikowanego jako średniotrwałego znacznie zmniejsza nośność graniczną szkła.

*Received: 03.02.2025
Revised: 17.03.2025
Published: 24.06.2025*

*Artykuł wpłynął do redakcji: 03.02.2025 r.
Otrzymano poprawiony po recenzjach: 17.03.2025 r.
Opublikowano: 24.06.2025 r.*

Literature:

- [1] Kasper R, Pieplow K, Feldmann M. Beispiele zur Bemessung von Glasbauteilen nach DIN 18008. 1st ed. Berlin: Ernst & Sohn; 2016.
- [2] Gwóźdź M. Konstrukcje szklane i aluminiowo-szklane. Kraków: Wydawnictwo PK; 2020.
- [3] Haldimann M, Luible A, Overend M. Structural use of glass. Structural engineering documents. No.10. Zürich: International Association for Bridge and Structural Engineering; 2008.
- [4] Józwik A. Introduction to structural design of glass according to current European standards. Archives of civil engineering. 2022; Vol. 68 No.2: 147–170.
- [5] Adams R., Comyn J., Wake W. Structural adhesive joints in engineering. 2nd ed. London: Springer; 1997.
- [6] ETAG 002, 2012, Guideline for European Technical Approval for Structural Sealant Glazing Systems (SSGS);
- [7] RFEM 5 – RF Glass, Licencja komercyjna: Jan Gierczak.
- [8] SOFiSTiK 2025, Licencja komercyjna: Rajmund Ignatowicz.
- [9] Kozłowski M, Kuśnierz A, Kosmal A. Szkło budowlane. Wydanie I. Warszawa: PWN; 2022.
- [10] DIN 18008-1, 2020-05, Glass in building – Design and construction rules – Part 1: Terms and general bases;
- [11] DIN 18008-2, 2020-05, Glass in building – Design and construction rules – Part 2: Linearly supported glazing;
- [12] DIN 18008-3, 2013-07, Glass in building – Design and construction rules – Part 3: Point-fixed glazing;
- [13] DIN 18008-4, 2013-07, Glass in building – Design and construction rules – Part 4: Additional requirements for barrier glazing;
- [14] DIN 18008-5, 2013-07, Glass in building – Design and construction rules – Part 5: Additional requirements for walk-on glazing;
- [15] DIN 18008-6, 2018-02, Glass in building – Design and construction rules – Part 6: Additional requirements for accessible glazing in case of maintenance procedures and for fall-through glazing;
- [16] DIN EN 13022, 2014, Glass in Building – Structural Sealant Glazing;
- [17] DIN EN 16612, 2019-12, Glass in building – Determination of the lateral load resistance of glass panes by calculation;
- [18] EN 572-1: A1, 2016, Glass in building – Basic soda lime silicate glass products – Part 1: Definitions and general physical and mechanical properties.
- [19] EN 1863-1, 2011, Glass in building – Heat strengthened soda lime silicate glass – Part 1: Definition and description;
- [20] EN 12150-1, 2019, Glass in building – Thermally toughened soda lime silicate safety glass – Part 1: Definition and description;
- [21] Cwyl M. Specyfika połączeń fasad metalowo-szklanych i metody analizy. Świat Szkła.2008;05.
- [22] Leitlinie für die europäische technische Zulassung für geklebte Glaskonstruktionen. Brüssel: EOTA – EOTA, 1998.
- [23] Stamm K, Witte H. Sandwichkonstruktionen – Berechnung, Fertigung, Ausführung. Wien: Springer; 1974.