

mgr inż. Klaudia Śliwa-Wieczorek<sup>1\*)</sup>

ORCID: 0000-0002-4148-1491

dr hab. inż. Wit Derkowski, prof. PK<sup>1)2)</sup>

ORCID: 0000-0001-6133-3624

dr inż. Eva Binder<sup>2)</sup>

ORCID: 0000-0002-5699-4492

# Krótkoterminowe testy pełzania ścinanych połączeń klejonych w kompozytach drewniano-betonowych

## Short-term creep test of shear adhesive joints in Timber-Concrete Composites

DOI: 10.15199/33.2024.02.02

**Streszczenie.** W artykule przedstawiono wyniki badań krótkotrwałych i reologicznych przyrostu odkształceń w teście wypychania (*push-out test*) w przypadku dwuzakładkowych połączeń klejonych. Łącznie przebadano 15 próbek złożonych z elementów wykonanych z drewna klejonego krzyżowo (CLT) oraz prefabrykowanych płyt betonowych. Połączenie między elementami wykonano jako klejone z użyciem innowacyjnych prefabrykowanych złączy podatnych o grubości 3 mm, w trzech konfiguracjach powierzchni klejenia. Celem badań było określenie wpływu geometrii połączenia klejonego na początkowy przyrost odkształceń w czasie. Wykazano, że pełzanie przebiega nieliniowo w czasie  $t_1 = 800$  s niezależnie od powierzchni klejenia, a następnie zwiększa się w sposób liniowy. W przeprowadzonych badaniach złączy pasmowych uzyskano przyrost początkowego pełzania o ok. 10% mniejszy w przypadku złączy ułożonych w kierunku obciążenia niż w kierunku prostopadłym. Wykazano również, że wartości pełzania nie są wprost proporcjonalne do wielkości naprężenia ścinającego.

**Słowa kluczowe:** pełzanie; kompozyty drewniano-betonowe (TCC); dwuzakładkowe testy ścinania; testy wypychania; poliuretanowe złącza podatne.

**Abstract.** This paper presents the results of a study of short-term rheological strain increments in a push-out test for double-lap glued joints. A total of 15 specimens consisting of cross laminated timber (CLT) elements and precast concrete slabs were tested. The joint between the elements was made as a glued joint using innovative 3 mm thick prefabricated flexible joints in three bonding configurations. The aim of the study was to investigate the influence of the adhesive joint geometry (type A with 600 cm<sup>2</sup> glue, B – 200 cm<sup>2</sup> in strips parallel to the load axis and C – 200 cm<sup>2</sup> in strips in the perpendicular direction) on the initial deformation increase over time. Creep phenomenon was shown to be non-linear for an initial time range of  $t_1 = 800$  s regardless of the adhesive area, and then to increase in a linear manner. In the tests carried out on strip joints, the increments of initial creep were obtained to be about 10% smaller for joints arranged in the load direction than for those arranged in the perpendicular one. It was also shown that the creep values are not directly proportional to the magnitude of the shear stress.

**Keywords:** creep; Timber-Concrete Composites (TCC); double shear lap test; push-out test; polyurethan flexible joint.

Kompozyty drewniano-betonowe (TCC – *Timber-Concrete Composite*) cieszą się coraz większym zainteresowaniem w konstrukcjach mostowych, nowo projektowanych budynkach oraz jako systemy do renowacji starych stropów. Do głównych zalet takich rozwiązań należą: duża nośność; odporność ogniowa; lepsze parametry dynamiczne i izolacyjność akustyczna w porównaniu ze stropami CLT (*Cross Laminated Timber*), a jednocześnie redukcja masy oraz zmniejszenie śladu

węglowego stropu w porównaniu z płytami żelbetowymi [1 – 4]. Długotrwałe bezpieczeństwo i komfort użytkowania zespolonych konstrukcji drewniano-betonowych są zapewniane w normie przez spełnienie warunków stanów granicznych nośności (SGN) oraz użyteczności (SGU). W przypadku projektowania płyt stropowych o dużej rozpiętości, często warunkiem wymiarującym staje się stan graniczny użyteczności, a przede wszystkim wykazanie, że ugięcia długotrwałe będą mniejsze od przyjętej wartości ugięcia dopuszczalnego. Zgodnie z wytycznymi normy PN-EN 1995-1-1 [5] w obliczeniach należy uwzględnić wpływ poślizgu w złączu na wartość ugięcia. Należy podkreślić, że norma

[5] podaje wzory do wyznaczenia modułu podatności (poślizgu)  $K_{ser}$  jedynie w przypadku łączników mechanicznych, a jeżeli mamy połączenia drewno-beton, to w punkcie 3 rozdziału 7.1 znajduje się informacja, że wartość modułu  $K_{ser}$  można dwukrotnie zwiększyć. W przypadku połączeń klejonych wartość modułu podatności podczas testów krótkoterminowych należy wyznaczać eksperymentalnie zgodnie z zapisami normy EN 26891 [6], korzystając ze wzoru:

$$K_{ser} = \frac{0,4 \cdot F_{max}}{4/3 \cdot (\delta_{04} - \delta_{01})} \quad (1)$$

gdzie:

$F_{max}$  – siła maksymalna;  $\delta_{04}$  i  $\delta_{01}$  – przemieszczenie przy 40 i 10% siły maksymalnej.

<sup>1)</sup> Politechnika Krakowska, Wydział Inżynierii Lądowej

<sup>2)</sup> Linnaeus University, Växjö, Sweden

<sup>\*)</sup> Adres do korespondencji:

klaudia.sliwa-wieczorek@pk.edu.pl

Wartość poślizgu w złączu zależy m.in. od: typu zastosowanego łącznika; zmian temperatury i wilgotności oraz czasu trwania obciążenia. Pod wpływem obciążenia o stałej wartości obserwowany jest przyrost odkształceń w czasie, rozumiany jako zjawisko pełzania, które nie może zostać pominięte przy analizie pracy elementu zespolonego. Większość przeprowadzonych i opisanych badań krótko- i długoterminowych kompozytów drewniano-betonowych dotyczyła rozwiązań z wykorzystaniem łączników mechanicznych [7 – 9], a jedynie kilka z nich połączeń klejonych [10 – 12], przede wszystkim z użyciem sztywnych klejów epoksydowych.

Prezentowane w artykule rozwiązanie z wykorzystaniem złączy podatnych w formie prefabrykowanych sklein wymaga kompleksowego rozpoznania ich zachowania. Główną korzyścią zastosowania takich złączy jest zwiększenie ciągliwości elementu i uniknięcie kruchej zniszczenia. Dotychczasową ich wadą była trudność aplikacji na dużych powierzchniach elementów konstrukcji budowlanych, co staje się możliwe do wyeliminowania przy użyciu technologii prefabrykacji sklein. Prefabrykowane pasma skleiny pozwalają również na zmniejszenie objętości stosowanego polimeru oraz łatwiejszy ewentualny demontaż konstrukcji, co ma duże znaczenie w kontekście tworzenia procesów budowlanych o obiegu zamkniętym.

Celem prezentowanych krótkoterminowych testów ścinania dwuzakładkowych połączeń klejonych jest rozpoznanie przyrostu odkształceń pełzania złącza w początkowym okresie, kiedy osiągają one największe wartości, oraz zbadanie wpływu geometrii skleiny na jej odkształcenia reologiczne.

Krótkotrwałe badania pełzania klejonych złączy podatnych przeprowadzono z wykorzystaniem zasady trzyminutowych prób pełzania, opracowanej przez İrfan-ul-Hassana i in. [13], będącej podstawą identyfikacji parametrów pełzania materiału [14].

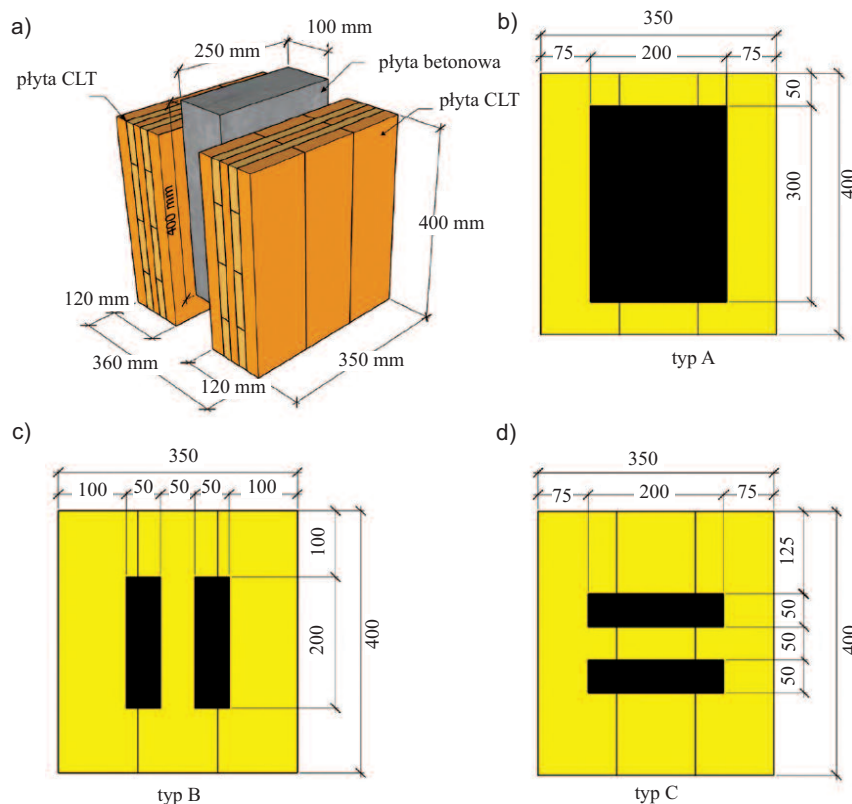
## Materiały oraz stanowisko badawcze

Do wykonania badanych próbek połączeń dwuzakładkowych wykorzystano płyty CLT, prefabrykowane płyty be-

tonowe, klej poliuretanowy w formie prefabrykowanych pasm oraz szybkowiążący klej poliuretanowy. Zastosowano płyty CLT o wymiarach  $400 \times 350 \times 120 \text{ mm}^3$ , składające się z pięciu warstw lameli z drewna świerkowego w klasie wytrzymałości C24, w układzie 30/20/20/20/30 mm, zgodnie z normą [15]. Wewnętrzny element wykonano jako prefabrykat z betonu klasy C30/37 o wymiarach  $400 \times 250 \times 100 \text{ mm}$ . Elementy łącznie za pomocą prefabrykowanego złącza podatnego o grubości 3 mm. Geometrię próbek wraz z trzema typami powierzchni klejenia (A, B i C) przedstawiono na rysunku 1, natomiast podsta-

wowe parametry zastosowanych materiałów w tabeli 1.

Krótkotrwałe badanie pełzania dwuzakładkowych połączeń klejonych w teście ścinania przeprowadzono na maszynie wytrzymałościowej MTS o nośności 300 kN w hali laboratoryjnej Uniwersytetu Linneusza w Växjö, w Szwecji. Wartości przemieszczeń monitorowano w sposób ciągły przez 1800 s, z wykorzystaniem czterech czujników przemieszczeń (LVDT – *Linear Voltage Displacement Transducers*) po dwa na każdą stronę (fotografia). Obciążenie przykładano centralnie do płyty betonowej przez przegub ze stalowymi blacha-



Rys. 1. Geometria próbek (a) wraz z widokiem trzech typów powierzchni klejenia (b, c, d)

Fig. 1. Geometry of the specimens (a) including views of the three types of bonding surfaces (b, c, d)

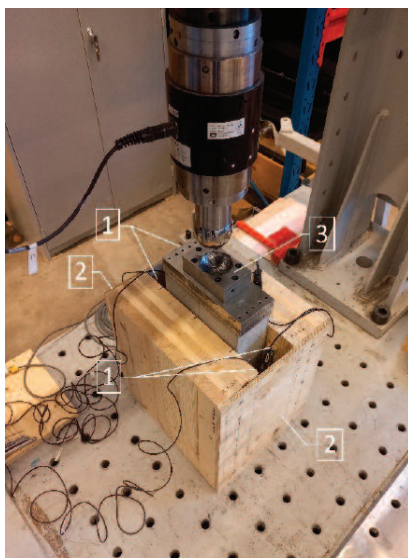
Tabela 1. Podstawowe parametry zastosowanych materiałów

Table 1. Basic parameters of the materials used

| Material               | Wytrzymałość [MPa] | Moduł Younga [MPa]         | Współczynnik Poissona | Gęstość [kg/m <sup>3</sup> ] |
|------------------------|--------------------|----------------------------|-----------------------|------------------------------|
| Płyty CLT, C24         | $f_{c,0,k} = 21$   | $E_{0,CLT,mean} = 11\ 000$ | 0,30                  | $\rho_{CLT,mean} = 420$      |
| Płyty betonowe, C30/37 | $f_{ck} = 30$      | 33 000                     | 0,20                  | 2400                         |
| Klej X                 | $f_{tk} = 2,6$     | 20                         | 0,47                  | 1400                         |
| Klej Y                 | $f_{tk} = 17,3$    | 150                        | 0,45                  | 1220                         |

Oznaczenia:

$f_{c,0,k}$  – wytrzymałość na ściskanie wzdłuż włókien;  $f_{ck}$  – wytrzymałość na ściskanie;  $f_{tk}$  – wytrzymałość na rozciąganie



Stanowisko badawcze: 1 – czujniki LVDT; 2 – płyty ze sklejki; 3 – stalowa płyta przekazująca obciążenie

Test rig: 1 – LVDT sensors; 2 – plywood plates; 3 – steel load transfer plate

mi. W celu zabezpieczenia próbki przed wybočeniem elementów zewnętrznych zastosowano płytki ze sklejki o grubości 18 mm mocowane obustronnie do płyt CLT.

### Metoda badań

Badanie pełzania przeprowadzono wg zasad testu ścinania metodą wypychania (*push-out test*), opisanych w normie [6]. W celu wyznaczenia realnej wartości siły ścinającej w badanym połączeniu (odpowiadającej warunkom planowanego użytkowania konstrukcji stropowej) przyjęto rozwiązanie stropu kompozytowego (płyta CLT + płyta betonowa) zaproponowane w [16]. Założono, że strop o wymiarach  $6,50 \times 2,34$  m pracuje jednokierunkowo i jest oparty w sposób ciągły na belkach drewnianych. Ciężar własny stropu, w ślad za [16], przyjęto jako  $g_k = 5,52$  kN/m<sup>2</sup>, a wartość obciążenia użytkowego  $q_k = 2,5$  kN/m<sup>2</sup>. Przy takich założeniach wyznaczono wartość podłużnej siły tnącej od obciążenia charakterystycznego ( $q_{SGU}$ ), korzystając ze wzoru:

$$V_{SGU} = \frac{q_{SGU} \cdot l \cdot a}{2} \quad (2)$$

gdzie:

$a = 1$  m;  $l = 6,5$  m;  $q_{SGU} = 5,52$  kN/m<sup>2</sup> +  $2,50$  kN/m<sup>2</sup> =  $8,02$  kN/m<sup>2</sup>.

Następnie wyznaczono wartość naprężeń ścinających w połączeniu pomiędzy płytą CLT a płytą betonową ze wzoru:

$$\tau_{(x,z)} = \frac{V_{SGU}}{EI_{ef} \cdot b} \left[ \sum_{i=1}^{n-1} E_i b h_i a_i + E_n b \left( z - \sum_{i=1}^{n-1} h_i \right) \cdot \left( z_{NA} - z + \frac{z - \sum_{i=1}^{n-1} h_i}{2} \right) \right] \quad (3)$$

gdzie:

$V_{SGU}$  – siła tnąca dla stanu granicznego użytkowości;  
 $EI_{ef}$  – sztywność zastępcza przy zginaniu;  
 $b = 1$  m, wyrażenie w nawiasie odpowiada momentowi statycznemu  $S_y$ .

Znając naprężenia ścinające, obliczono wartość siły ścinającej w przypadku referencyjnej powierzchni klejenia (typ A = 600 cm<sup>2</sup>), korzystając ze wzoru:

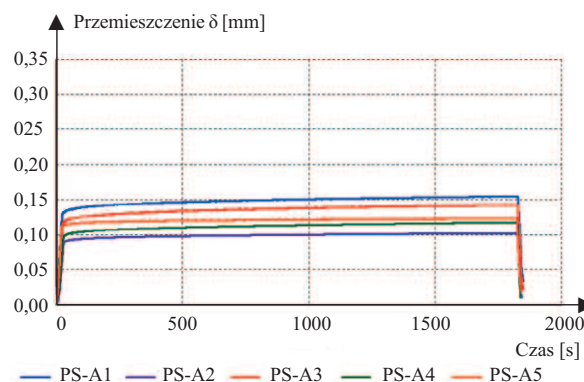
$$F_{SGU} = 2 \cdot \tau_{(x,z)} \cdot A_{typA} = 19,05 \text{ kN} \quad (4)$$

Do badań przyjęto wartość niewiele mniejszą, równą  $F_{SGU} = 18$  kN. Próbkę obciążano z prędkością 1 mm/min do momentu osiągnięcia siły 18 kN, a następnie pozostawiono pod stałym obciążeniem przez 1800 s. Odciążenie próbki prowadzono z prędkością 5 mm/min. Badania realizowano w kontrolowanych warunkach środowiska. Próbkę typu B i C poddano tej samej wartości obciążenia, co ze względu na zmniejszoną powierzchnię skleiny prefabrykowanej oznacza trzykrotnie większą wartość średniego naprężenia ścinającego w złączeniu.

### Analiza wyników

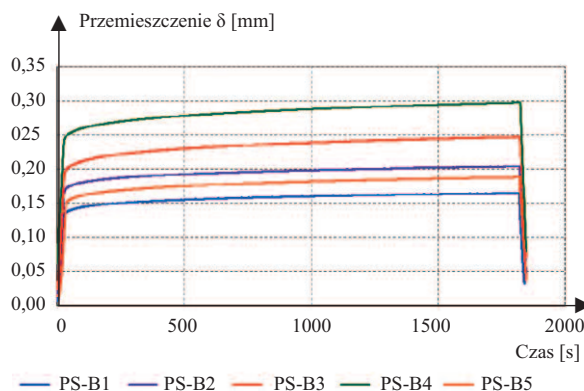
Na podstawie przeprowadzonych prób sporządzono wykresy przemieszczenie – czas w tej samej skali w przypadku trzech powierzchni kleje-

nia A, B i C (rysunki 2, 3, 4). Należy podkreślić, że we wszystkich przypadkach (niezależnie od różnicy wielkości



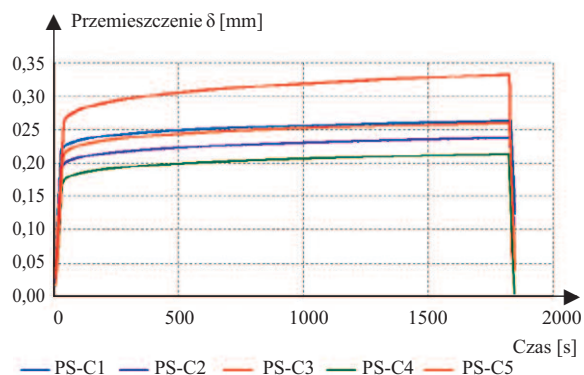
Rys. 2. Zależność przemieszczenia w funkcji czasu w przypadku powierzchni klejenia typu A

Fig. 2. Displacement time relationship for the type A bonding surface



Rys. 3. Zależność przemieszczenia w funkcji czasu w przypadku powierzchni klejenia typu B

Fig. 3. Displacement time relationship for the type B bonding surface



Rys. 4. Zależność przemieszczenia w funkcji czasu w przypadku powierzchni klejenia typu C

Fig. 4. Displacement time relationship for the type C bonding surface

średniego naprężenia ścinającego) pełzanie przebiega nieliniowo w czasie od 0 do ok. 800 s, a następnie od  $t_1 = 800 \div 1000$  s zwiększa się niemalże w sposób liniowy (rysunek 5).

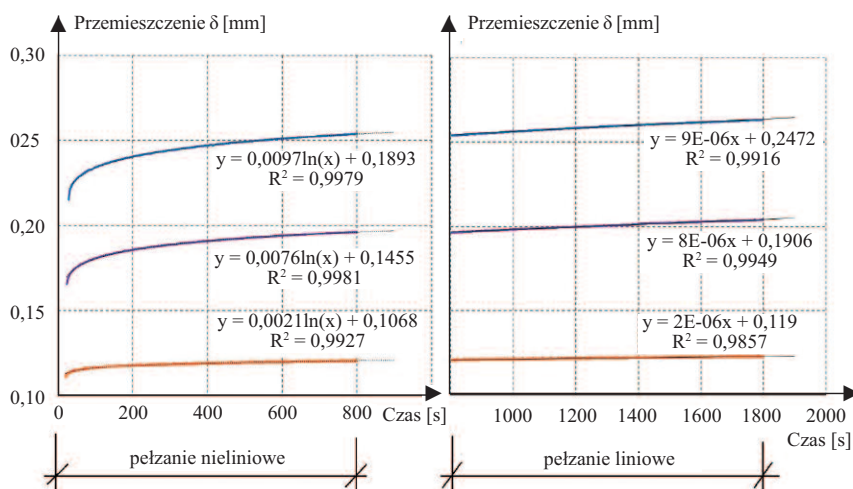
W tabeli 2 przedstawiono wartości przemieszczenia początkowego  $\delta_{18kN, t=0}$  (poślizgu), przemieszczenia  $\delta_{18kN, t=30}$  po upływie 1800 s oraz przyrost przemieszczenia  $\Delta\delta$  na skutek pełzania każdej z próbek w rozpatrywanym czasie. W przypadku każdej powierzchni klejenia wyliczono wartości średnie (m) wraz ze współczynnikiem zmienności (v). Prezentowane przemieszczenie wyznaczono jako wartość średnią z czterech zamontowanych czujników LVDT. W tabeli 2 podano również wartości modułu podatności  $K_{ser}$  próbek typu A wyznaczone wg wzoru (1), przy czym krzywe obciążenie – przemieszczenie (do zniszczenia próbki) podano w [17]. Zestawiono również wartości początkowego modułu podatności  $K_{ser, t=0}$  oraz wartość modułu podatności uwzględniającego początkowe pełzanie  $K_{ser, t=30}$ , wyznaczone w przypadku wszystkich typów powierzchni klejenia. Moduły  $K_{ser, t=0}$  i  $K_{ser, t=30}$  obejmowały przedział 0,6 – 1,0 wartości obciążenia stałego przyłożonego w teście pełzania, tj. 18 kN.

**Najmniejszy przyrost odkształceń pełzania  $\Delta\delta$  zaobserwowano w przypadku powierzchni klejenia typu A (20,56%), natomiast przy powierzchniach pasmowych typu B i C wartości**

Tabela 2. Wyniki testu pełzania w czasie  $t = 30$  min w przypadku trzech typów powierzchni klejenia

Table 2. Creep test results at  $t = 30$  min for three types of surface bonding

| Powierzchnia klejenia – typ A                     |       |       |       |       |       |       |     |
|---|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-----|
| Próbka nr   | PS-A1 | PS-A2 | PS-A3 | PS-A4 | PS-A5 | m     | v   |
| $\delta_{18kN, t=0}$ [mm]                         | 0,125 | 0,090 | 0,11  | 0,098 | 0,105 | 0,106 | 13% |
| $\delta_{18kN, t=30}$ [mm]                        | 0,154 | 0,102 | 0,142 | 0,117 | 0,123 | 0,128 | 16% |
| $\Delta\delta$ [mm]                               | 0,029 | 0,013 | 0,032 | 0,019 | 0,018 | 0,022 | 37% |
| $\Delta\delta$ [%]                                | 23,20 | 13,97 | 29,09 | 19,39 | 17,14 | 20,56 | 28% |
| $K_{ser}$ [kN/mm]                                 | 128,8 | 186,5 | 110,0 | 181,7 | 173,9 | 156,2 | 22% |
| $K_{ser, t=0}$ [kN/mm]                            | 146,9 | 175,6 | 151,9 | 189,5 | 161,4 | 165,1 | 11% |
| $K_{ser, t=30}$ [kN/mm]                           | 132,8 | 171,4 | 149,7 | 187,4 | 150,2 | 158,3 | 13% |
| $\tau_{v18kN, t=0}$ [MPa]                         | 0,15  |       |       |       |       |       |     |
| Powierzchnia klejenia – typ B (układ równoległy)  |       |       |       |       |       |       |     |
| Próbka nr   | PS-B1 | PS-B2 | PS-B3 | PS-B4 | PS-B5 | m     | v   |
| $\delta_{18kN, t=0}$ [mm]                         | 0,123 | 0,159 | 0,183 | 0,244 | 0,15  | 0,172 | 27% |
| $\delta_{18kN, t=30}$ [mm]                        | 0,165 | 0,204 | 0,247 | 0,298 | 0,188 | 0,220 | 24% |
| $\Delta\delta$                                    | 0,042 | 0,045 | 0,064 | 0,054 | 0,038 | 0,049 | 21% |
| $\Delta\delta$ [%]                                | 34,15 | 28,30 | 34,97 | 22,13 | 25,33 | 28,98 | 19% |
| $K_{ser, t=0}$ [kN/mm]                            | 147,3 | 122,9 | 104,6 | 73,3  | 125,4 | 114,7 | 24% |
| $K_{ser, t=30}$ [kN/mm]                           | 135,5 | 119,9 | 99,2  | 68,8  | 120,1 | 108,7 | 24% |
| $\tau_{v18kN, t=0}$ [MPa]                         | 0,45  |       |       |       |       |       |     |
| Powierzchnia klejenia – typ C (układ prostopadły) |       |       |       |       |       |       |     |
| Próbka nr   | PS-C1 | PS-C2 | PS-C3 | PS-C4 | PS-C5 | m     | v   |
| $\delta_{18kN, t=0}$ [mm]                         | 0,212 | 0,186 | 0,252 | 0,172 | 0,211 | 0,207 | 15% |
| $\delta_{18kN, t=30}$ [mm]                        | 0,263 | 0,237 | 0,333 | 0,214 | 0,261 | 0,262 | 17% |
| $\Delta\delta$                                    | 0,051 | 0,051 | 0,081 | 0,042 | 0,05  | 0,055 | 27% |
| $\Delta\delta$ [%]                                | 24,06 | 27,42 | 32,14 | 24,42 | 23,70 | 26,35 | 14% |
| $K_{ser, t=0}$ [kN/mm]                            | 87,7  | 95,9  | 76,7  | 116,2 | 93,71 | 94,0  | 15% |
| $K_{ser, t=30}$ [kN/mm]                           | 85,2  | 93,4  | 86,6  | 96,4  | 83,1  | 88,9  | 7%  |
| $\tau_{v18kN, t=0}$ [MPa]                         | 0,45  |       |       |       |       |       |     |



Rys. 5. Pełzanie nieliniowe ( $t = 0 - 800$  s) i liniowe ( $t = 800 - 1800$  s) w przypadku wybranych próbek typu A, B i C

Fig. 5. Nonlinear ( $t = 0 - 800$  s) and linear ( $t = 800 - 1800$  s) creep functions for the selected types A, B and C samples

były o ok. 35% większe (odpowiednio 26,35 i 28,98%), przy czym próbki typu A zostały poddane trzykrotnie mniejszemu naprężeniu ścinającemu niż pozostałe. Zmiana powierzchni klejenia nie wpłynęła zatem liniowo na zmianę odkształceń reologicznych w badanym czasie. Przy tej samej powierzchni klejenia (typ B i C = 200 cm<sup>2</sup>), lecz przy zmianie układu z równoległego na prostopadły w stosunku do kierunku obciążenia widoczny jest wzrost średniej wartości poślizgu doraźnego o 0,035 mm oraz wzrost poślizgu po 1800 s obciążania o 0,042 mm. Średnie wartości modułu podatności  $K_{ser, t=30}$ , po 1800 s niezależnie od powierzchni klejenia, były mniejsze od modułu doraźnego  $K_{ser, t=0}$ , a ich spadek wyniósł odpowiednio:

6,8 kN/mm (4,1%) w przypadku skleiny typu A; 6,0 kN/mm (5,2%) w przypadku skleiny typu B oraz 5,1 kN/mm (5,4%) – skleiny typu C.

Rozwój pełzania w czasie można przedstawić za pomocą współczynnika pełzania, obliczonego zgodnie ze wzorem (5):

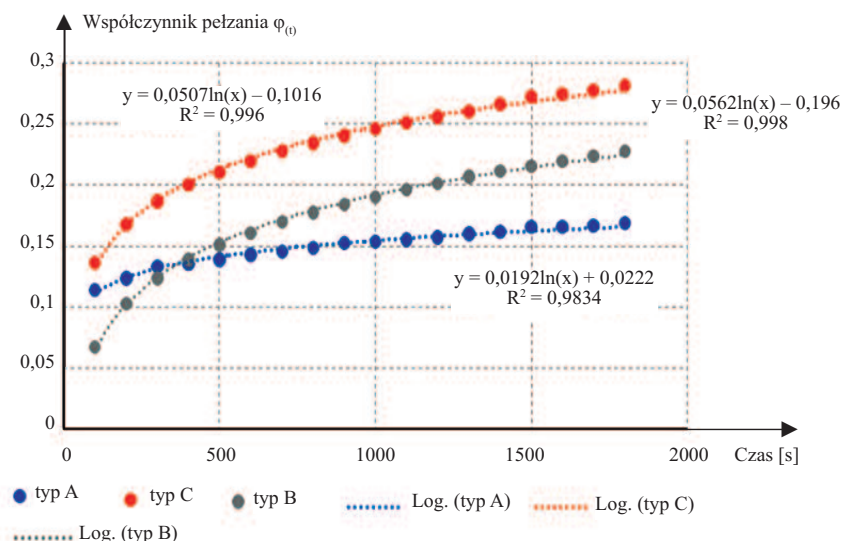
$$\varphi_{(t)} = [\delta(t) - \delta(t_0)]/\delta(t_0) \quad (5)$$

gdzie:

$\delta(t)$  – poślizg w czasie  $t$ ;

$\delta(t_0)$  – poślizg początkowy (doraźny).

**Średnie wartości współczynników pełzania**, wyznaczonych w punktach ze skokiem czasowym 100 s, w przypadku próbek typu A, B i C przedstawiono na rysunku 6.



**Rys. 6. Rozwój współczynnika pełzania skleiny badanych typów złączy w okresie 0 – 1800 s**  
 Fig. 6. Evolution of the creep coefficient of the glue of the tested joint types over a period of 0 – 1800 s

## Wnioski

Szczegółowa analiza pracy drewniano-betonowych konstrukcji zespolonych (TCC) w czasie jest trudna nie tylko ze względu na różne cechy reologiczne tych dwóch materiałów składowych, ale również z powodu narastających w czasie odkształceń złącza kompozytu, niezależnie od technologii jego wykonania. Obecnie obowiązujące Eurokody nie zawierają szczegółowych informacji dotyczących przebiegu pełzania drewna w czasie, ani modeli obliczeniowych pozwalających na łączną analizę tych nakładających się na siebie efektów reologicznych w materiałach składowych i w złączu. Przeprowadzone badania pozwalają na ocenę odkształceń pełzania klejonych złączy podatnych – zarówno

na określenie współczynników pełzania skleiny, jak i wpływu geometrii skleiny na jej odkształcenia reologiczne.

W przeprowadzonych badaniach prefabrykowanych złączy pasmowych uzyskano przyrost początkowego pełzania o ok. 10% mniejszy w przypadku skleiny ułożonych w kierunku obciążenia niż kierunku prostopadłego. Zmniejszenie wartości modułu podatności złącza w ciągu pierwszych 1800 s stałego obciążenia wynosi ok. 5%, niezależnie od zastosowanego typu powierzchni klejenia. Wykazano, że wartość pełzania klejonych złączy podatnych nie jest wprost proporcjonalna do wielkości naprężenia ścinającego.

Postanowienia ogólne – Reguły ogólne i reguły dotyczące budynków.

[6] PN-EN 26891:1997 – Konstrukcje drewniane – Złącza na łączniki mechaniczne – Ogólne zasady określania wytrzymałości i odkształcalności.

[7] Fragiaco M, Lukaszewska E. Time-dependent behaviour of timber–concrete composite floors with prefabricated concrete slabs. *Engineering Structures*. 2013; <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2013.03.031>.

[8] Shi B, Liu W, Yang H. Experimental investigation on the long-term behaviour of prefabricated timber–concrete composite beams with steel plate connections. *Construction and Building Materials*. 2021; <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.120892>.

[9] Nie Y, Valipour HR. Experimental and numerical study of long-term behaviour of timber–timber composite (TTC) connections. *Construction and Building Materials*. 2021; <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.124672>.

[10] Frohnmüller J, Fischer J, Seim W. Full-scale testing of adhesively bonded timber–concrete composite beams. *Materials and Structures*. 2021; 54: 1 – 21.

[11] Tannert T, Endacott B, Brunner M, Vallée T. Long-term performance of adhesively bonded timber–concrete composites. *International Journal of Adhesion and Adhesives*. 2017; <https://doi.org/10.1016/j.ijadhadh.2016.10.005>.

[12] Augéard E, Ferrier E, Michel L. Mechanical behavior of timber–concrete composite members under cyclic loading and creep. *Engineering Structures*. 2020; <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2020.110289>.

[13] Irfan-ul-Hassan M, Pichler B, Reihnsner R, Hellmich C. Elastic and creep properties of young cement paste, as determined from hourly repeated minute-long quasi-static tests. *Cement and Concrete Research*. 2016; <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2015.11.007>.

[14] Königsberger M, Irfan-ul-Hassan M, Pichler B, Hellmich C. Downscaling based identification of nonaging power-law creep of cement hydrates. *Journal of Engineering Mechanics*. 2016; [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)EM.1943-7889.0001169](https://doi.org/10.1061/(ASCE)EM.1943-7889.0001169).

[15] PN-EN 338:2016 – Drewno konstrukcyjne – Klasy wytrzymałości.

[16] Binder E, Derkowski W, Bader TK. Development of creep deformations during service life: a comparison of CLT and TCC floor constructions. *Buildings*. 2022; <https://doi.org/10.3390/buildings12020239>

[17] Śliwa-Wieczorek K, Derkowski W, Binder E, Kwiecień A, Zając B, Halilovic E, Lotinac S. Shear Stiffness and Capacity of PolyUrethane Flexible Joint in Timber – Concrete Composites, Springer Nature Switzerland. 2023; [https://link.springer.com/chapter/10.1007/978-3-031-32519-9\\_46](https://link.springer.com/chapter/10.1007/978-3-031-32519-9_46).

*Badania prowadzono w trakcie stażu naukowego STSM (Short Term Scientific Mission) realizowanego w ramach programu COST ACTION-CA20139 – „Holistic design of taller timber buildings” (HELEN).*

Przyjęto do druku: 19.01.2024

## Literatura

[1] Xie Z, Hu X, Du H, Zhang X. Vibration behavior of timber–concrete composite floors under human-induced excitation. *Journal of Building Engineering*. 2020; <https://doi.org/10.1016/j.jobe.2020.101744>.

[2] Shephard AB, Fischer EC, Barbosa AR, Sinha A. Fundamental behavior of timber concrete–composite floors in fire. *Journal of structural engineering*. 2021; [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)ST.1943-541X.00028](https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.00028).

[3] Oh JW, Park KS, Kim HS, Kim I, Pang SJ, Ahn KS, Oh JK. Comparative CO<sub>2</sub> emissions of concrete and timber slabs with equivalent structural performance. *Energy and Buildings*. 2023; <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2022.112768>.

[4] Szumigala M, Chybiński M, Polus Ł. Innowacyjne konstrukcje zespolone. *Przegląd Budowlany*. 2017, 88.

[5] PN EN 1995 1-1:2010, Eurokod 5 – Projektowanie konstrukcji drewnianych – Część 1-1: