

Alagúttüzek hatása az alagútfalazat és kőzetkörnyezet teherbírására

2. rész (vágatstatikai számítás)

Effects of tunnel-fire on load bearing capacity of tunnel-lining and surrounding rock mass

Part 2 (Sectional Calculation)

CSANÁDY Dániel ▪ Budapesti Műszaki és Gazdaságtudományi Egyetem ▪ csanady.daniel@epito.bme.hu

FENYVESI Olivér ▪ Budapesti Műszaki és Gazdaságtudományi Egyetem ▪ fenyvesi.oliver@epito.bme.hu

MEGYERI Tamás ▪ Budapesti Műszaki és Gazdaságtudományi Egyetem ▪ tamas.megyeri@noma-consulting.com

Érkezett: 2019. 02. 21. ▪ Received: 21. 02. 2019. ▪ <https://doi.org/10.14382/epitoanyag-jsbcm.2020.16>

Abstract

The effect of tunnel-fire can cause significant changes in the strength of the tunnel-lining and its rock environment. This structural damage is a potential threat after fire load. The condition of the structure can be estimated if some concrete specimens exist from the mixture of the tunnel wall. These specimens should be loaded by the same temperature that affected the tunnel in fire during different heating and cooling treatments. According to the test results, the inner and outer part of the lining can be modelled under fire.

The change of compressive strength and Young's modulus can be obtained from compressive strength tests. These processes were explained in details in our previous article, titled "Effects of tunnel-fire on load bearing capacity of tunnel-lining and surrounding rock mass". The ratios of the initial and instantaneous material properties give reduction factors. If the maximum temperature during a fire is known the overheating of the lining wall can be modelled by numerical methods, from which isothermal zones can be determined. From the thickness of these zones and the reduction factors (compressive-, tensile strength and Young's modulus) the present condition of the tunnel wall can be estimated by the model. The damaged wall can be modelled with a wall with equivalent stiffness to the damaged one with the use of the reduction factors. The created numerical model gives an opportunity for a fast structural evaluation of the tunnel after fire.

This initial model was validated by comparison of model results from different software products tested with different boundary conditions. In present paper two software and three types of beam-spring models (2D, 3D, node and surface support) were compared. All of these model types gave very close results, so it can be concluded, that they can be applied for tunnel modelling under increased temperatures without the further laboratory test of concrete specimens of the tunnel wall.

Locations of partial failure (after fire) can be determined from the model which generates plastic hinges in the tunnel wall. In this step the model has to be recalculated to evaluate the final condition. From the different stresses and material properties of the wall the necessary provisional support system can be designed and constructed. This support system provides the required safety under the early stage of reconstruction. Besides this, the necessary thickness of reparation can also be estimated from the model results.

Kulcsszavak: Alagúttűz, gerenda-rugó modell, beton, nyomószilárdság, rugalmassági modulus

Keywords: Tunnel fire, beam-spring model, concrete, compressive strength, modulus of elasticity

1. Bevezetés

A beton alagútfalazatok és a kőzetkörnyezet anyagtulajdonosságainak vizsgálatát cikkünk előző részében mutattuk be [1]. Jelen cikkünk a korábbi eredménye épülő modellkészítésről és ebből levont következtetésekről szól.

Az alagúttüzekből származó hőhatás jelentős változásokat eredményezhet az alagútfalazat és a kőzetkörnyezet szilárdsági és merevségi tulajdonságaiban, esetlegesen teljesen tönkre is teheti a szerkezeti elemeket. A tűzhatáson túl a szerkezeti károsodások is potenciális veszélyforrást jelentenek. Az alagút betonjából célszerű előzetesen próbatesteket készíteni és tűzterhelés hatására az anyagtulajdonságaiban bekövetkező változásait megvizsgálni. A vizsgálat eredményeit egy modellbe építhetjük, a modell közelítőleg korrekt képet adhat az alagút tűz utáni állapotáról, növeli a mentés és a megerősítés alatti biztonságot.

Beton alagútfalazatok nyomószilárdságának és elszíneződésének laboratóriumi vizsgálatával foglalkozott [2]. A gerenda-rugó modellek vizsgálatával foglalkozott [3]. Talajok nyomásának számításánál nagyobb biztonságot követel meg a tervezés (mint például magasépítésben ahol pontosabban leírható az erőtér és a megtámasztási viszonyok), ezért fontos hogy az alagutat körülvevő kőzetek anyagtulajdonosságait (és változásait hőterhelés hatására) megfelelően pontosan vegyük fel és az alagútfalazatra ható terheket jól határozzuk meg. A témával részletesen foglalkozott és vizsgálta a gránitos kőzetek hő hatására történő szilárdságváltozását [4]. Az alagútfalazatra és kőzetre nem csak alagúttüzek esetén juthat hőterhelés, hanem például nukleáris hulladéklerakókban lejátszódó bomlási folyamatok által is. Nukleáris hulladéklerakó alagútját vizsgálta [5].

CSANÁDY Dániel

Okl. építőmérnök, doktorandusz a BME Építőanyagok és Magasépítés Tanszékén. A Szilikátipari Tudományos Egyesület tagja. Fő érdeklődési körök: építőanyagok tűzzel szembeni viselkedése, új típusú betonok fejlesztése, környezetbarát építőanyagok, biomimetika, hőszigetelés, hangszigetelés, új építőanyagok fejlesztése.

Dr. FENYVESI Olivér

(1981), okl. építőmérnök (BME 2005), PhD (BME 2012), műemlékvédelmi szakmérnök (BME 2017), adjunktus a BME Építőanyagok és Magasépítés Tanszékén. Fő kutatási területei: betonok korai (autogén+száradási) zsugorodása, korai zsugorodási repedések normál és könnyűbetonokban, szálerősített betonok, szálerősített könnyűbetonok, könnyűbetonok tartóssága, önterülő könnyűbetonok, épületdiagnosztika, épített örökség védelme. A Szilikátipari Tudományos Egyesület Beton Szakosztályának titkára illetve Kő és kavics szakosztályának tagja, a fib (Nemzetközi Beton szövetség) Magyar Tagozatának tagja, a Magyar Mérnöki Kamara tagja.

MEGYERI Tamás

Okl. Építőmérnök (Noma Consulting, 2017), alagutak és földmegtámasztó szerkezetek tervezésével foglalkozó geotechnikus mérnök.

2. Célkitűzések

Munkánk során alapvetően a tűz tartószerkezetre gyakorolt hatásaival foglalkoztunk, kiemelve a vasbeton alagútfalazatban a beton anyagtulajdonságaiban okozott változásokat visszahílt állapotban (ezzel a biztonság oldaláról közelítve az anyagtulajdonságokat, továbbá a helyreállítás során ezen állapotok érvényesek). Az alagúttűz következményeinek reprodukcióját laboratóriumi környezetben és az alagútfalazat károsodásának vizsgálatát (mik a károsodások okai) az „Alagúttűzek hatása az alagútfalazat és kőzetkörnyezet teherbírására” című cikkünk első részében mutattuk be. A kapott eredmények felhasználásával végelemes programban épített síkbeli és térbeli gerenda-rugó („beam-spring”) modell segítségével mutatjuk be a szilárdsági tulajdonságok változásainak hatását az alagút erőjátékára. Választ kerestünk arra a kérdésre, hogy az alagútfalazat különböző részeinek teherbírása megfelel-e a tűzeset után, illetve kialakulnak-e képlékeny csuklók a falazatban. Majd a csuklókat beépítve a modellbe ellenőriztük, hogy képlékeny nyomatékátrendeződség után megfelelő teherbírású marad-e a falazat. Végül általános javaslatot adtunk a helyreállítás menetére. A síkbeli modell eredményeit összevetettük a térbeli modell eredményeivel, ha az egyezés megfelelő mértékű, elégséges lehet a síkbeli modell használata. A síkbeli gerenda-rugó modell előnye, hogy egyszerűen felépíthető, gyorsan szolgáltat eredményeket, ami alapján meghatározhatók az alagúttal kapcsolatos azonnali intézkedések illetve eldönthető, hogy a sérült alagútfalazat hosszútávon alkalmas-e a ráháruló terhek viselésére, vagy meg kell erősíteni, és ha igen, mely részeket és milyen módon.

3. A „beam-spring” modell

A gerenda-rugó modell vasbeton alagútfalazatok méretezése során kis takarású vasbeton elemek esetén használatos. Ez a végelemes modell csak a beton falazatot veszi figyelembe. A falazat deformációja az alagút hossz tengelyének irányában közel nulla ($\epsilon_z=0$) a keresztirányú alakváltásokat (ϵ_x, ϵ_y) figyelembe vesszük. Az alagutat körülvevő talajnyomást a gerendaelemek csomópontjaiban ható külső erőhatásként veszi figyelembe a modell. A falazat talajba/kőzetbe való rugalmas ágyazását a csomópontokba csatlakozó rugóelemek adják. A csatlakozó rugók merevsége a körülvevő talaj rugalmassági/összenyomódási modulusától E (MPa) és Poisson tényezőjétől ν (-) függ. Kör keresztmetszetű alagutaknál a sugárirányú elmozdulások u (m) a következők szerint alakulnak (1):

$$u = \left(\frac{1+\nu}{E}\right) \times R \times p \quad (1)$$

ahol

- p (MPa) a talaj/kőzet nyomása
- R (m) az alagút sugara
- E (MPa) a körülvevő talaj rugalmassági modulusa
- ν (-) a körülvevő talaj Poisson tényezője

A rugóban ébredő erő értéke (2) egyenlet alapján számítható (N), ami azt jelenti, hogy az ébredő erő a radiális elmozdulások (u) függvénye (3)

$$F = A \times p \quad (2)$$

$$F = \left(\frac{E}{1+\nu} \times \frac{A}{R}\right) \times u. \quad (3)$$

ahol

- R (m) a kör keresztmetszetű alagút sugara
- E (MPa) a körülvevő talaj rugalmassági modulusa
- ν (-) a körülvevő talaj Poisson tényezője

A (m²) az egy rugóelemhez tartozó alagútfalazat-terület (általában a csomópontokhoz csatlakozó gerendaelemek fél hosszainak összege szorozva a figyelembe vett szélességgel).

A rugóelem rugóállandója (4) egyenlet alapján

$$K = \left(\frac{E}{1+\nu} \times \frac{A}{R}\right) \text{ (N/m)} \quad (4)$$

Az előző képletek kör keresztmetszetű alagutakra érvényesek, viszont az alagutak keresztmetszete több eltérő ívből is állhat, amikhez különböző sugarak tartoznak. Ilyen alagút-keresztmetszet esetén R helyére R_{ait} kerül, ami az alagút keresztmetszet átlagos sugara.

Tapasztalatok szerint több ívből álló szerkezeti formák esetén az esetek döntő többségében számolhatunk a helyettesítő sugárral, amelyből számítható kör keresztmetszeti területe azonos a tényleges alagút keresztmetszeti területével. A rugók húzó- és nyomó- rugómerevsége eltérő, csak nyomás esetén vesznek fel terhelést, húzás esetén rugómerevségük nulla [6], [7], [8], [9]. Elsőként síkbeli modellel foglalkoztunk, majd a modellből kapott eredményeket összehasonlítottuk a térbeli modellből kapott eredményekkel.

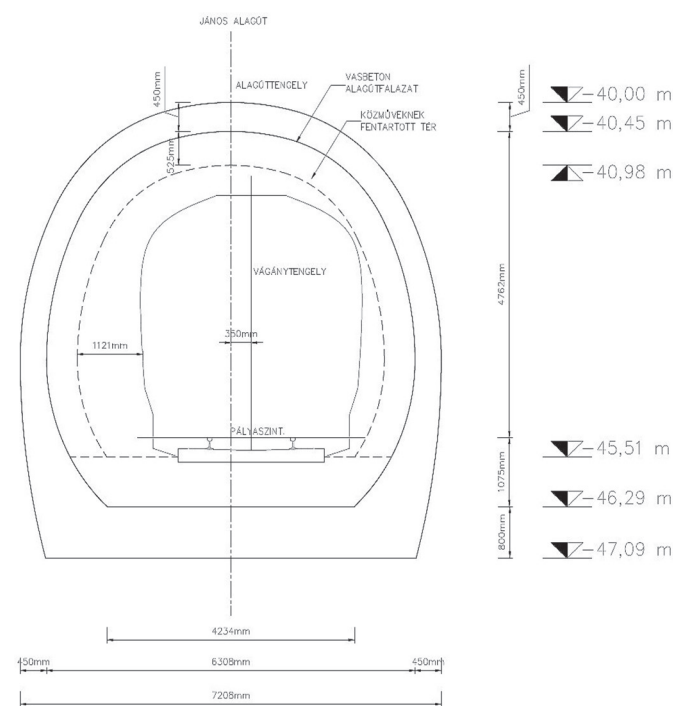
4. Vágatstatikai számítás

Az alagút modelljeit két végelemes programban is elkészítettük (1. ábra), mert a „program 1” (amit a terhek számítására is használtunk a „program 2”-ben készített modelltől eltérő módon számítja a terheket. Így az eredmények ellenőrizhetőek és, megfelelő egyezés esetén kijelenthető, hogy az eredmények nem függenek a használt szoftvertől. Szilárd, tagolt kőzetkörnyezetben készült alagutak vágatstatikai számításait mutatja be [10], végelemes és diszkrét elemes módszerrel [5]. Az alagút betonfalazatát és a mögötte lévő kőzet kölcsönhatásait vizsgálta laboratóriumi körülmények között [11], a modellekben való pontosabb kapcsolati jellemző felvétele érdekében. Több síkbeli és egy térbeli modellt építettünk, így elemezhetjük, hogy a síkbeli modellből kapott eredmények mennyire pontosan közelítik meg a valósághoz közelebb álló térbeli modell eredményeit.

A vizsgált minta-alagút nyomvonala tektonikai lemezek határához közel fekszik, ezért a területen jellemző a túlnyomórészt magmás kőzetek (gránit) jelenléte. Az alagút feletti fedés 40 m. A területen talajvizet nem találtak a fúrások során. A kőzet paramétereit az 1. táblázat tartalmazza.

Megnevezés	Test-sűrűség [kg/m ³]	Egyirányú nyomószilárdság [MPa]	Rugalmasági modulus [MPa]	Poisson tényező [-]	Kohézió [MPa]	Belső surlódási szög [°]	GSI [-]
Monzo gránit	2570	120	4500	12	0,091	36,61	10

1. táblázat Kőzetfizikai paraméterek
Table 1 Rock Strength Parameters



1. ábra Az alagútszelvény méretei
Fig. 1 Dimensions of the tunnel section

5. Mértékadó hőhatás meghatározása

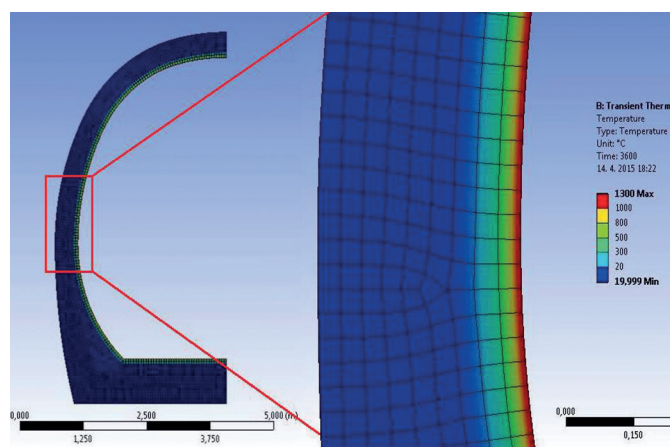
Alagutak tűzvizsgálata esetén a szénhidrogén és a módosított szénhidrogén görbék használata a jellemző, a létesítmény adottságai, alakja és az égő anyag összetétele miatt (pl. közlekedési járművek üzemanyaga). A szénhidrogének égése során a szabványos tűzgörbétől eltérő karakterisztikájú jelenségeket tapasztalhatunk. Mind a görbe lefutása, mind a maximuma eltér a magasépítési gyakorlatban alkalmazott szabványos tűztől. A szénhidrogének gyorsabb belobbanása meredekebb hőmérsékletemelkedést, míg nagyobb hőfejlésűjük magasabb maximum hőmérsékletet eredményez (5).

A görbe egyenlete:

$$T[^\circ\text{C}] = 20 + 1080 \times (1 - 0,325 \times e^{-0,167 \times t [\text{min}]} - 0,675 \times e^{-2,5 \times t [\text{min}]}) \quad (5)$$

Az alagút keresztmetszetében feltételezett hőmérséklet eloszlást a következőkre alapoztuk. A szénhidrogén tűzgörbe gyors emelkedése miatt, egyszerűsített tűzmodell esetén a lokalizált tűz elhanyagolható és a teljesen kifejlett tűz gyorsan kialakul. Másrészt a fejlett tűzmodellek közül az egyzónás modell indokolt használata támasztja alá a feltételezést. Ugyan mindkettő említett tűzmodellt (*egyszerűsített, fejlett*) általában a magasépítésben használják, de alagutak esetében is alkalmazható mindkettő modell típus második szakasza. A keresztmetszet geometriája miatt előáll az a teljesen kifejlett tűzhez hasonló eset, amikor a lángok beborítják az alagút teljes keresztmetszetét, ami egyenletes léghőmérséklet kialakulását vonja maga után. A kezdeti léghőmérséklet-eloszlást az alagút hossz tengelyében vizsgálva, megállapítható, hogy a tűzfészek környezetében uralkodó magas hőmérséklet a távolsággal arányosan csökken [13]. Később az egyenletes léghőmérséklet eloszlás kialakulását az alagútban lévő erős ventiláció is

elősegíti. Ezen kívül az idő múlásával, a tűzfészekről távolabbi, éghető anyagok is lángra kaphatnak, aminek következtében a hőmérséklet-eloszlás maximumhelyei térben széthúzódhatnak és az alagút falazatának mind nagyobb szakaszát érheti a maximális hőterhelés [12], tehát egyenletesebbé válhat a hőmérséklet eloszlása a keresztmetszetben és a hossz mentén is. Feltételezésünk szerint a teljes alagút keresztmetszete mentén egyenletes a léghőmérséklet eloszlás, így a falazat vastagsága mentén egyenletesen melegszik át a keresztmetszet. Emellett az alagút hosszirányában is viszonylag egyenletes a hőmérséklet eloszlás, mivel az alagútban lévő erős ventiláció a tűz terjedésével egyre intenzívebb lesz, ami áramlásával közvetíti az energiát az alagút távolabbi részeibe. A hőmérsékletemelkedésnek és az ebből származó fluxusnak a ventilációval való összefüggését [14] vizsgáltuk.



2. ábra A modellezett fél keresztmetszet (balra), 1 óráos tűzhatás alatt átmelegedett falazat (jobbra)

Fig. 2 Modelled half-section (left), overheated cross-section right after 1 hour long fire (right)

A falazat átmelegedését vége-selemes programmal határoztuk meg 1 óra időtartamú tűz hatására, a módosított szénhidrogén tűzgörbe egyenlete alapján ($T_{\text{max}} = 1300^\circ\text{C}$). Az 1300°C az 1000°C -os terheléssel azonosnak tekinthető, mert a próbatestek már 1000°C -on elveszítik teljes szilárdságukat). A programba szimmetria megadásával a fél keresztmetszetet vittük be és egyenletes hőmérséklet eloszlást feltételeztünk. Így megkaptuk az egyes hőmérsékleti tartományokhoz tartozó zónákat, amikhez később hozzárendelhetjük a mért szilárdsági és merevségi értékeket (2. ábra).

6. A numerikus modellek felépítése

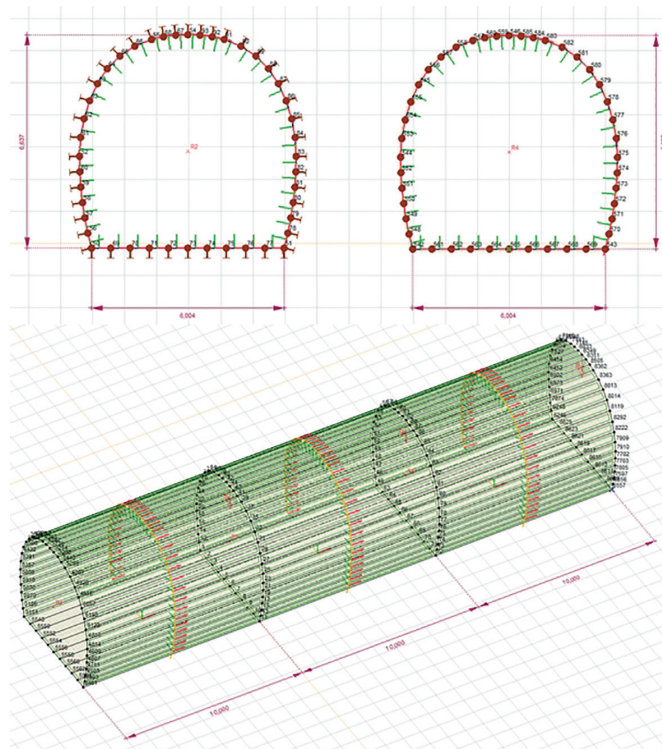
Két síkbeli és egy térbeli modellt készítettünk („program 2”-ben). A síkbeli modellek és a térbeli modell is gerenda-rugó elméleten alapulnak. Az első síkbeli modell egy „klasszikus”, csomópontjaiban megtámasztott gerenda-rugó modell, a második egy módosított változat, ahol csomóponti támaszok helyett vonalmenti támaszokat használtunk. A térbeli modell is gerenda-rugó modell alapjául szolgáló, az alagút boltozat ívét közelítő sokszög keresztmetszet alapján készült, mivel a program nem tud görbült felületeket modellezni. A modell héjelemekből áll, mert szegmensei mind középsíkjukkal párhuzamosan, mind erre merőlegesen terheltek és a valós

alagútfaalat egyszer görbült felületszerkezet (3. ábra). A szegmensek egymáshoz merev módon kapcsolódnak (mint ahogy a gerenda-rugó modellnél a gerendák), talajba/közetbe való rugalmas ágyazásukat felületre merőleges felületi támaszokkal vettük figyelembe. A térbeli modellt három, tíz méter hosszú részre osztottuk, ezek közül a középsőben maximális 1300 °C-ot feltételeztünk, a két szélső tíz méteres szakaszban 800 °C-ot. A tíz méteres szakaszokra való felosztás az eltérő maximális hőmérsékletekhez tartozó, a falazatban bekövetkező változások közti eltérést hivatott szemléltetni. Térben az alagútfaalat keresztmetszetét (a fal belső felületétől kifelé haladva) 1300 °C, 1000 °C, 800 °C, 500 °C, 300 °C-os zónákra bontottuk fel. A 300 °C-nál alacsonyabb hőmérsékletű zónákra 20 °C-os betonként jelennek meg a szendvicsmodellben, mivel 300 °C-ig jelentős változás nem lép fel a beton szilárdságában. Ezekhez a zónákhoz rendeltük hozzá a kísérletekből kapott anyagjellemzők értékeit. Így a kapott szendvicsmodell különböző zónáihoz (zónánként eltérő inercia és rugalmassági modulus) tartozó merevségek összegzett értéke alapján számítható a helyettesítő vastagság. Az így számított vastagságú falazat a modellben a nem hőterhelt, 20 °C-os beton anyagtulajdonságaival (szilárdság, rugalmassági modulus) rendelkezik, de merevsége megegyezik a hőterhelt falazatével. Alapvető feltételezés, hogy a belső oldali betonfedés réteges, korai leválása miatt tönkrement, így a belső oldali vasalás is elvesztette tapadását, majd felmelegedés után a szilárdságának nagy részét. Progresszív réteges leválás nem történt, a levált betontakarást megtartotta a belső oldali vasalás, de a kialakuló repedések lehetőséget adtak arra, hogy a felmelegedett levegő közvetlen érintkezésbe kerüljön a betontakarás mögötti zónákkal. A réteges leválás miatt a betonfedés mögötti felületet a maximális hőmérséklet közvetlenül éri, így ez a zóna melegszik át leginkább. Így a végeelemes modellből kapott átmelegedett zónavastagságokat eltoltuk a levált betonfedés vastagságával (kb. 5 cm) a falazat külső része felé, ezzel is rontva a teherbírást és növelve a biztonságot a számításban. A nyomatóki maximumok helyén (a boltozat és az ellenbolt találkozásánál) a keresztmetszetben kiékelés található, hogy a falazat képes legyen viselni a nagy igénybevételeket, ezt a modellben a gerendamagasság növelésével vettük figyelembe.

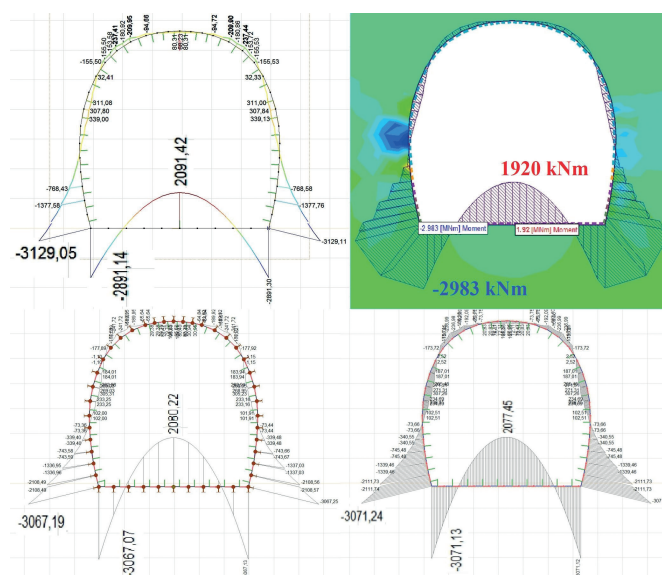
7. Eredmények ismertetése

A terhek számítására használt végeelemes programból (program 1) kapott terhekre a „program 2”-ben is lefutattuk a modelleket, hogy lássuk, megfelelő mértékben egyeznek-e a két szoftverből kapott igénybevételek, illetve az eredmények a síkbeli és a térbeli modell esetén. A különböző számítási módokkal kapott eredmények mind a normálerők mind a nyomatók tekintetében 10-15%-os eltérést mutatnak (4. ábra). Néhány kritikus keresztmetszetekben ébredő igénybevétel, különböző szoftverből vagy modelltypusból származó tűzeset előtti, illetve utáni értékeinek összehasonlítása a 5-6 és 12-13. ábrákon láthatóak. A normál hőmérsékletű, tűzeset előtti alagútfaalat igénybevételeit és ellenállási értékeit egyszerűsített teherbírási görbén ábrázoltuk és így igazoltuk az alagútfaalat teherbírási megfelelőségét a kiindulási állapotban. (7. ábra). Az alagúttervezési gyakorlatban a nyíróerők és azok

felvétele jellemzően nem okoz problémát, ezért a jelen cikk keretein belül ezt nem vizsgáltuk. Ahol értékük jelentősen megnövekszik a falazatban, ott az ellenbolt megtámasztja a falazatot és ahol az ellenboltban növekszik jelentős mértékűre a nyíróerő, ott a falazat kiékelte része támasztja meg az ellenboltozatot.

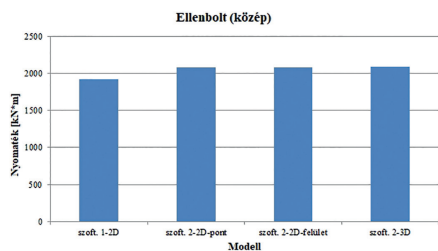
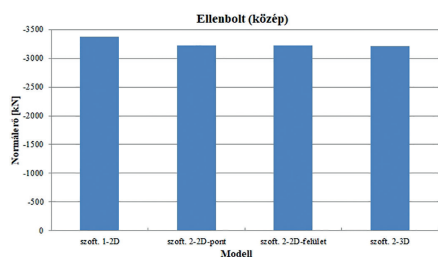


3. ábra A gerenda-rugó modellek felépítése. Síkbeli (fent) térbeli (lent)
Fig. 3 Structure of beam-spring model. 2D (above) 3D (below)



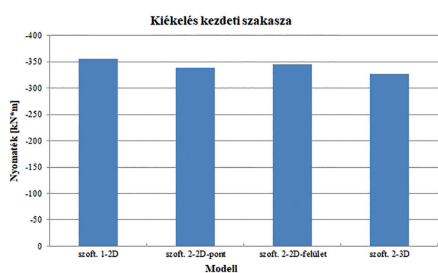
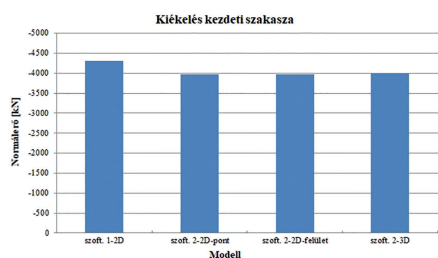
4. ábra A közetnyomásból ébredő nyomatók összehasonlítása: térbeli modell (bal felső), a terheket számító végeelemes program (jobb felső) csomópontri megtámasztású modell (bal alsó) és vonalmenti megtámasztású modell (jobb alsó)

Fig. 4 Comparison of bending moment calculated by different softwares



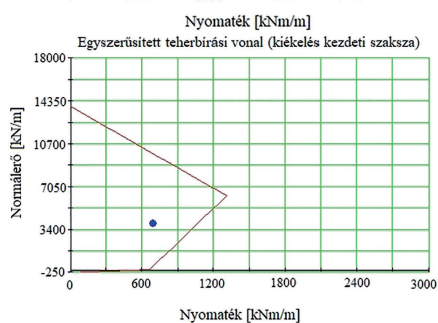
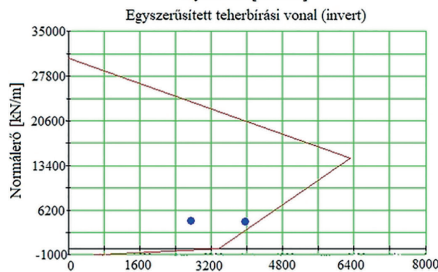
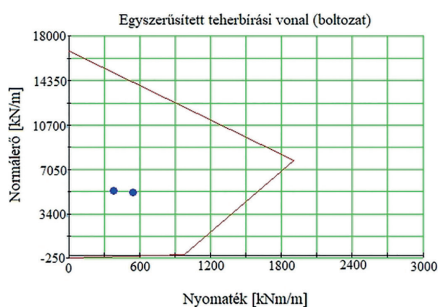
5. ábra Az ellenbolt közepén ébredő, különböző szoftverekből vagy modelltypusból származó normálóerők összehasonlítása (felül). Az ellenbolt közepén ébredő, különböző szoftverekből vagy modelltypusból származó nyomatékok összehasonlítása (alul).

Fig. 5 Comparison of normal force in the middle of the invert from different softwares or modell types (above). Comparison of bending moments in the middle of the invert from different softwares or modell types (below).

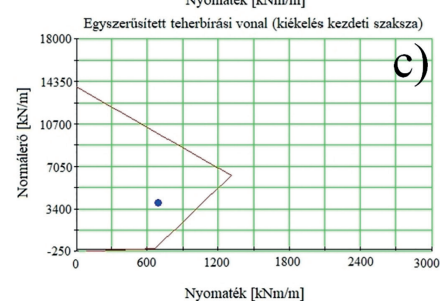
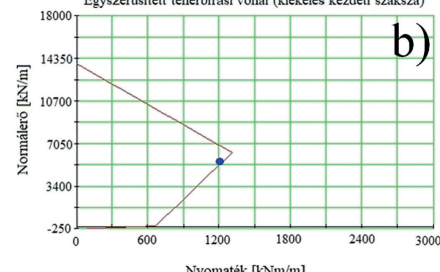
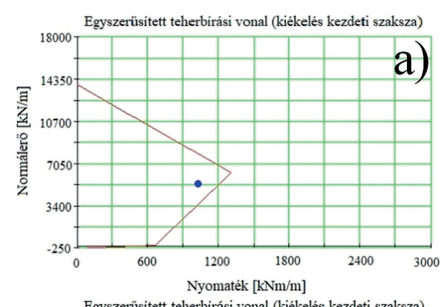


6. ábra A kiékelés kezdeti szakaszánál ébredő, különböző szoftverekből vagy modelltypusból származó normálóerők összehasonlítása (felül). A kiékelés kezdeti szakaszánál ébredő, különböző szoftverekből vagy modelltypusból származó nyomatékok összehasonlítása (alul).

Fig. 6 Comparison of normal force in the joint of the wall and invert from different softwares or modell types (above). Comparison of bending moments in the joint of the wall and invert from different softwares or modell types (below).

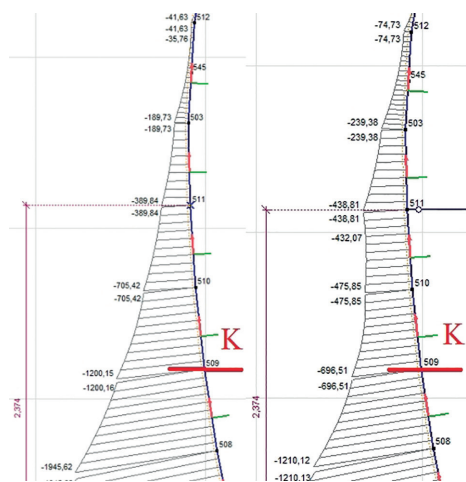


7. ábra Teherbírasi görbék hőterhelés előtt
Fig. 7 Load-bearing curves before fire load



8. ábra A kritikus keresztmetszet teherbírasi görbéi hőterhelés utáni $T_{max} = 1300^{\circ}C$ nyomatékátrendeződés előtt és után. a: képlékeny csukló nélkül, b: képlékeny csuklókkal, c: dúccal

Fig. 8 Critical cross-section load-bearing curves before and after bending-moment rearrangement after $T_{max} = 1300^{\circ}C$. a: without plastic hinges, b: with plastic hinges, c: with struts

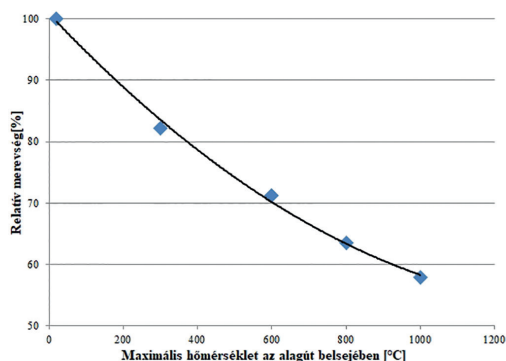


9. ábra A kritikus keresztmetszet tehermentesítése dúc alkalmazásával
Fig. 9 Load reduction of the critical cross-section by using a strut

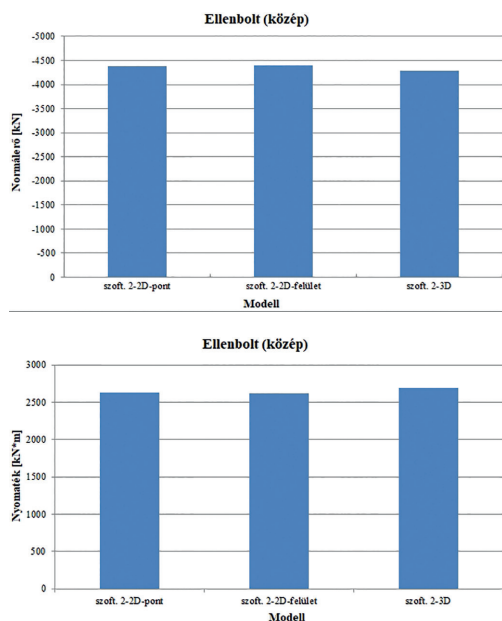
A hőterhelés utáni esetekben az alagútfaalat két-három mértékadó helyen vizsgáltuk meg, melyek közül a kiékelés kezdeti szakasza volt a kritikus keresztmetszet. Az alagútfaalat belső oldaláról kieső vasak miatt a keresztmetszet nyomási teherbírasi pontjának eltolódását nem vettük figyelembe,

mert az eltolódás mértéke elhanyagolhatóan kicsi, a szerkezeti vastagságokhoz képest a falzatban 1,38 mm és az ellenboltban 5,93 mm. A 8. ábra az $1300^{\circ}C$ -os hőterhelés után a kritikus keresztmetszet teherbírasi görbéit mutatja eltérő állapotokban. A teherbírasi görbéket elkészítettük $1300^{\circ}C$, $1000^{\circ}C$, $800^{\circ}C$,

500 °C, 300 °C-os zónákra is (terjedelmi okok miatt csak a kezdeti és magasabb hőmérsékleti értékeket ábrázoltuk). A tüzeset utáni a hossz tengely mentén változó alagútfal merevséget a 10. ábrán mutatjuk be 20, 800 és 1000 °C-os hőterhelés hatására.



10. ábra Az alagútfalazat merevségének változása a hőmérséklet függvényében
Fig. 10 Change in stiffness of tunnel wall at different temperatures

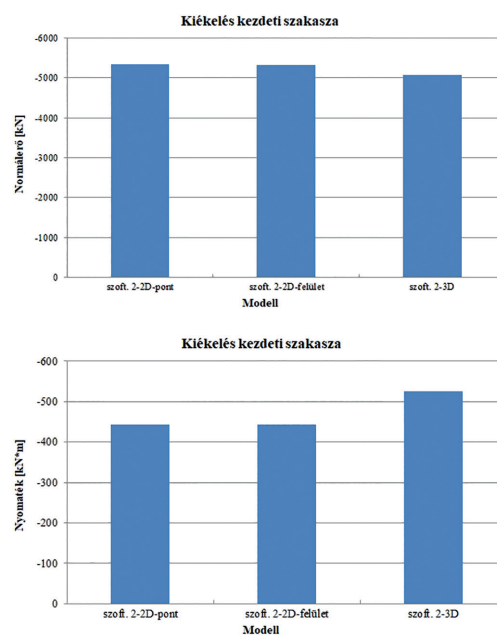


11. ábra Az ellenbolt közepén ébredő, különböző modellekből származó normálerekek összehasonlítása, a tüzeset után (felül). Az ellenbolt közepén ébredő, különböző modellekből származó nyomatékok összehasonlítása, a tüzeset után (alul).

Fig. 11 Comparison of normal force after fire in the middle of the invert from different modell types (abowe). Comparison of bending moments after fire in the middle of the invert from different modell types (below).

Ahol a maximális léghőmérséklet elérte az 1300 °C -ot, ott a falazat a belső oldali húzást egyértelműen nem tudta tovább felvenni. A képlékeny nyomatékátrendeződés utáni számítások eredményei alapján kijelenthető, hogy ennek ellenére az alagútfalazat állékony marad. Azonban a kiékelés kezdeti szakaszán, ugyan nem alakul ki képlékeny csukló, mivel a falazat külső oldalon húzott, de keresztmetszet csökkenése és a nyomaték-átrendeződés miatt közel 100%-ban kihasználta (8. ábra). Ezért a tönkremenetelhez közeli keresztmetszet felett (50-100 cm-el) ki kell dúcolni az alagútfalazatot, ekkor az említett keresztmetszetben a nyomaték 60%-ára esik vissza (9. ábra). A 800 °C-ra felmelegedett keresztmetszetekben az előző esettel analóg módon kell cselekedni. Miután a dúcolás

megtörtént megkezdődhetnek a megerősítési munkálatok, minek során el kell távolítani minden olyan sérült betonréteget, amely elérte a 300 °C-ot. A bontási munkálatokat csak kis szélességű, egymástól eltolt zónákban, több ütemben lehet végrehajtani. Ezt követően a felületet meg kell tisztítani és kellően érdesíteni (szükség esetén együttdolgoztató csapokkal ellátni), hogy a megerősítő betonrétegek megfelelően együtt tudjanak dolgozni a régi szerkezettel. A betonréteg felhordása előtt a vasalást rögzíteni kell a falazaton ügyelve arra, hogy a szakaszos megerősítéseknél a vasalás elegendő toldási hosszúságban túlnyúljon a lőtt felületen, hogy a toldások kialakíthatóak legyenek. A megerősítés során célszerű visszaállítani legalább azt a teherbírást, amivel a szerkezet a tüzesetet megelőzően rendelkezett.



12. ábra A kiékelés kezdeti szakaszán ébredő, különböző modellekből származó normálerekek összehasonlítása, a tüzeset után (felül). kiékelés kezdeti szakaszán ébredő, különböző modellekből származó nyomatékok összehasonlítása, a tüzeset után (alul).

Fig. 12 Comparison of normal force after fire in the joint of the wall and invert from different modell types (abowe). Comparison of bending moments after fire in the joint of the wall and invert from different modell types (below).

8. Összefoglalás

A modellkísérletek során egy alagútfalazat tűzterhelés előtti és utáni viselkedését vizsgáltuk. A modellek bemenő adatait az „Alagúttüzek hatása az alagútfalazat és környezet terhelésére”, [1] című cikkünk tartalmazza.

1. Ellenőriztük a ható kőzetnyomást „kézi módszerrel” és vége-selemes programban. Az eredmények 99 %-ban egyeztek.
2. Vertikálisan terhelt, kör keresztmetszetű ellenőrző alagút modellen igazoltuk a gerenda-rugó modell beállításainak helyességét.
3. Az alagútfalazat igénybevételeit két vége-selemes programban is meghatároztuk. Az eredmények megfelelően közel estek egymáshoz, reálisnak tekinthetők. A második programban két gerenda-rugó elven működő síkbeli és egy térbeli modellt készítettünk.

Ép alagútfalazat esetén a modellek eredményeinek eltérése 10-15 %-on belüli (a biztonság javára), tehát elégséges a síkbeli modellek alkalmazása.

4. Kiszámítottuk a hőterhelés utáni alagútfalazat helyettesítő vastagságát. A hőterhelés utáni alagútfalazat két- és háromdimenziós modelljének igénybevétel eloszlásai és maximális értékei közel estek egymáshoz. Sürgős esetben megengedhető az elhanyagolás.
5. A modelleket képlékeny csuklók kialakulása előtt és után is vizsgáltuk. Az alagút igénybevételeit és teherbírását minden állapotban egyszerűsített teherbírasi görbével ábrázoltuk. Az alagútfalazat képlékeny nyomatékatrendeződés után megfelel, de szinte 100%-ban kihasználta, a biztonság csekély. A megerősítési munkálatok csak a falazat dúcolása után kezdődhetnek meg.
6. A megerősítés során a sérült (300°C-nál jobban átmelegedett) betonrétegeket el kell távolítani, a felületet meg kell tisztítani, kellően érdesíteni és nedvesíteni, hogy a megerősítő betonrétegek tapadását biztosítsuk. A megerősítéssel vissza kell állítani az eredeti teherbírását.
7. Az eltérő modell típusok azonos keresztmetszeteinek igénybevételeit oszlopdiagramok segítségével szemléltettük. Az eredmények közel estek egymáshoz, tehát a jelen kutatás eredményei alapján gyors intézkedés szükségessége esetén kellő biztonsággal alkalmazhatók a kétdimenziós modellek is (ennek végleges bizonyítására további nagyszámú vizsgálat szükséges.) (11-12. ábra).
8. Az alagútfalazat hő hatására időben változó merevségét diagramon ábrázoltuk (10. ábra). A falazat teljes vastagságának csak kis része melegszik át, mégis nagymértékű merevségcsökkenést szenved a szerkezet.

Irodalomjegyzék

- [1] Csanády, D. – Fenyvesi, O. – Lublóy, É. – Megyeri, T. (2018): Effects of tunnel-fire on load bearing capacity of tunnel-lining and surrounding rock mass, *Journal of Silicate Based and Composite Materials*, Vol. 70, pp. 54-61, <https://doi.org/10.14382/epitoanyag-jsbcm.2018.11>
- [2] Du, S. – Zhang, Y. – Sun, Q. – Gong, W. – Geng, J. – Zhang, K. (2018): Experimental study on color change and compression strength of concrete tunnel lining in a fire, *Tunnelling and Underground Space Technology*, Vol. 71, pp. 106-114, <https://doi.org/10.1016/j.tust.2017.08.025>.
- [3] Hao, W. – Biao, T. – Zhen, X. – Kai, Z. – Ya, Z. (2012): The Sensitivity Analysis of Beam-Spring Model for Shield Tunnel Segment, *Applied Mechanics and Materials*, Vol. 256-259, pp. 1263-1269, <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMM.256-259.1263>
- [4] Török, A. – Török, Á. – Görög, P. (2015): „The effect of temperature on the physical properties of Mauthausen Granite (Austria)”, In: MG Winter, DM Smith, PJL Eldred, DG Toll (szerk.), *Geotechnical Engineering for*

Infrastructure and Development: XVI European Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering, 4800 p., Edinburgh, Skócia, 2015.09.13-2015.09.17. London: ICE Publishing, 2015. pp. 3401-3406., ISBN: 9780727760678

- [5] Borbély, D. – Megyeri, T. – Görög, P. (2014): Numerical modelling of an underground low and medium level radioactive waste repository in fractured rockmass. In: Ioannis Bakogianni (szerk.) 2nd Eastern European Tunnelling Conference: Tunnelling in a Challenging Environment, Athens, Görögország, 2014.09.28-2014.10.01. Paper 041. 10 p.
- [6] Savov, K. – Lackner, R. – Mang, H. A. (2005): Stability assessment of shallow tunnels subjected to fire load, *Fire safety journal*, Vol. 40., pp. 10-11., ISSN: 0379-7112, <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2005.07.004>
- [7] Ki-Il, S. – Gye-Chun, C. – Seok-Bue, C. – In-Mo, L. (2013): Beam-spring structural analysis for the design of a tunnel pre-reinforcement support system, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, Vol. 59, pp. 139-150., ISSN: 1365-1609, <https://doi.org/10.1016/j.ijrmm.2012.12.017>
- [8] Yong, Y. – Jianmin, Y. (2015): Some modifications to the process of discontinuous deformation analysis, *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, Vol. 7, Issue 1, pp. 95-100., ISSN: 1674-7755, <https://doi.org/10.1016/j.jrmge.2014.12.001>
- [9] Li, Z. – Kenichi, Z. – Fei, W. – Wright, P. – Kiwamu T., (2014): Behaviour of cast-iron tunnel segmental joint from the 3D FE analyses and development of a new bolt-spring model, *Tunnelling and Underground Space Technology*, Vol. 41, pp. 176-192., ISSN: 0886-7798, <https://doi.org/10.1016/j.tust.2013.12.012>
- [10] Krivács, T. – Borbély, D. – Görög, P. (2015): Kőzetek ridegtörésmenetelének figyelembe vétele vágtastatikai számításokban. In: Török Á., Görög P., Vásárhelyi B. (szerk.), *Mérnökgeológia - Kőzetmechanika 2015*. 458 p., Budapest, Magyarország, 2015.02.04-2015.02.05., Hantken Kiadó, pp. 299-312., *Mérnökgeológia - Kőzetmechanika Kiskönyvtár*; 18, ISBN:978-615-5086-09-0
- [11] Gál, E. – Görög, P. (2013): Löttbetonos alagútfalazat és kőzet kapcsolatának vizsgálata gránitos kőzetkörnyezetben, In: Török Á, Görög P, Vásárhelyi B (szerk.), *Mérnökgeológia-Kőzetmechanika 2013*. 366 p. Budapest: Hantken Kiadó, 2013. pp. 165-176., *Mérnökgeológia-Kőzetmechanika Kiskönyvtár*; 16., ISBN:978-615-5086-06-9
- [12] Fehérvári, S. (2007a): Alagúttüzek hatása a beton falazatra, *Vasbetonépítés*, Vol. 9.(2), pp. 56-62., ISSN 1419-6441, Online elérhetőség: http://www.fib.bme.hu/folyoirat/vb/vb2007_2.pdf
- [13] Fehérvári, S. (2007b): Az alagúttüzek természetéről, *Vasbetonépítés*, Vol. 9.(1), pp. 13-17., ISSN 1419-6441, Online elérhetőség: http://www.fib.bme.hu/folyoirat/vb/vb2007_1.pdf
- [14] Khattri, S. K. (2017): From small-scale tunnel fire simulations to predicting fire dynamics in realistic tunnels, *Tunnelling and Underground Space Technology*, Vol. 61, pp. 198-204, ISSN: 0886-7798, <https://doi.org/10.1016/j.tust.2016.10.010>

Ref.:

Csanády, Dániel – Fenyvesi, Olivér – Megyeri, Tamás: *Effects of tunnel-fire on load bearing capacity of tunnel-lining and surrounding rock mass. Part 2 (Sectional Calculation)*
Építőanyag – Journal of Silicate Based and Composite Materials, Vol. 72, No. 3 (2020), 99–105. p.
<https://doi.org/10.14382/epitoanyag-jsbcm.2020.16>

Építőanyag

Journal of Silicate Based and Composite Materials

epitoanyag.org.hu/en/

Welcome you on behalf of the Editorial Board at the online platform of Építőanyag – Journal of Silicate Based and Composite Materials, which is the international journal of the Hungarian Scientific Society of the Silicate Industry (SZTE).

