

Revista Română de Inginerie Civilă

Indexată în bazele de date internaționale (BDI)
ProQuest, INSPEC, EBSCO
INDEX COPERNICUS, ULRICH'S și JOURNALSEEK

Volumul 11 (2020), Numărul 2

Aspecte privind izolarea seismică a bazei Aspects regarding the seismic base isolation <i>Zainulabdeen K. Abdulfattah Abdulfattah, Vlad Stefan Niculae, Daniel Stoica</i>	133-165
Rheological and Physic-mechanical study of metallurgical cements based on Nano-silica combined with blast furnace slag Studiul reologic și fizico-mecanic al cimenturilor metalurgice pe bază de nano-silice combinate cu zgură de furnal <i>Khaled Bouali, Hakim Daoui Mohammed, Saidi and Brahim Safi</i>	166-180
Metode de estimare a parametrilor caracteristici fenomenului de flashover Methods of estimating parameters characteristics of the flashover phenomenon <i>Alexandru-Florin Chiojdoiu, Ion Anghel, Manuel Șerban, Ștefan Trache</i>	181-195
Comportament flexibil - forfecare a grinzilor de beton armat întărit de diverse rețele de compozite încorporate Flexural-Shear behavior of RC beams strengthened by various embedded composites grids <i>Abdelhak Aouadi, Youcef Ghernouti</i>	196-207
Transferul de căldură prin conducție termică prin peretele cilindric neomogen cu straturi având conductivitatea termică variabilă cu temperatura rezolvat în Microsoft Excel Heat transfer by thermal conduction through inhomogeneous cylindrical wall with layers with variable thermal conductivity with temperature solved in Microsoft Excel <i>Gelu-Adrian Chisăliță</i>	208-226
Critic of permeability estimation methods for unsaturated soil <i>Leila Mechkarini, Tahar Messafer, Abderrahim Bali</i>	227-239
Reglajul termic mixt (cantitativ-calitativ) Mixed thermal regulation (quantitative-qualitative) <i>Florin Iordache</i>	240-248
Rolul punților termice în perspectiva standardului nZEB The role of thermal bridges in the perspective of the nZEB standard <i>Ioan Boian</i>	249-264
Flood risk mapping based on hydraulic model 2D and GIS, Case study in Draa Ben Khada, Tizi ouzou, Algeria <i>Abdelghani Leghouchi, Mohammad Djemai, Oussama Derdous, Jamila Tarhouni</i>	265-277
Doua tipuri de schimbatoare de caldura specifice instalatiilor in constructii. Evaluarea caracteristicilor termice Two types of heat exchangers specific to construction installations. Evaluation of thermal characteristics <i>Florin Iordache, Alexandru Draghici</i>	278-288

MATRIX ROM
OP CHIAJNA CP 2
077040 – ILFOV
Tel. 021 4113617 Fax. 021 4114280
e-mail: office@matrixrom.ro
www.matrixrom.ro

COLEGIUL EDITORIAL

Dr. R.S.AJIN, *Kerala State Disaster Management Authority, India*
Prof.dr.ing. Ioan BOIAN, *Universitatea Transilvania Braşov*
Prof.dr.ing. Ioan BORZA, *Universitatea Politehnica Timişoara*
Conf.dr.ing. Vasilică CIOCAN, *Universitatea Tehnică Gh. Asachi Iaşi*
Prof. dr. Stefano CORGNATI, *Politecnico di Torino, Italy*
Conf. dr. ing. Andrei DAMIAN, *Universitatea Tehnica de Constructii Bucuresti*
Prof.dr. Yves FAUTRELLE, *Grenoble Institute of Technology, France*
Prof.dr.ing. Carlos Infante FERREIRA, *Delft University of Technology, The Netherlands*
Prof.dr. Manuel GAMEIRO da SILVA, *University of Coimbra, Portugal*
Prof.dr.ing. Dragoş HERA, *Universitatea Tehnică de Construcţii Bucureşti, membru onorific*
Dr. Jaap HOGELING, *Dutch Building Services Knowledge Centre, The Netherlands*
Prof.dr.ing. Ovidiu IANCULESCU, *membru onorific*
Prof.dr.ing. Anica ILIE, *Universitatea Tehnică de Construcţii Bucureşti*
Prof.dr.ing. Gheorghe Constantin IONESCU, *Universitatea Oradea*
Prof.dr.ing. Florin IORDACHE, *Universitatea Tehnică de Construcţii Bucureşti – **director editorial***
Prof.dr.ing. Vlad IORDACHE, *Universitatea Tehnică de Construcţii Bucureşti*
Prof.dr.ing. Karel KABELE, *Czech Technical University, Prague, Czech Republic*
Prof.dr. Birol KILKIS, *Baskent University, Ankara, Turkey*
Prof.dr.ing. Ioan MOGA, *Universitatea Tehnică Cluj Napoca*
Prof.dr.ing. Nicolae POSTĂVARU, *Universitatea Tehnică de Construcţii Bucureşti*
Prof.dr.ing. Daniela PREDA, *Universitatea Tehnică de Construcţii Bucureşti*
Prof.dr.ing. Adrian RETEZAN, *Universitatea Politehnica Timişoara*
Conf.dr.ing. Daniel STOICA, *Universitatea Tehnică de Construcţii Bucureşti*
Ş.l.dr.ing. Ionuţ-Ovidiu TOMA, *Universitatea Tehnică Gh. Asachi Iaşi*
Prof.dr.ing. Ioan TUNS, *Universitatea Transilvania Braşov*
Conf. dr. ing. Constantin ȚULEANU, *Universitatea Tehnica a Moldovei Chisinau, Republica Moldova*
Conf.dr.ing. Eugen VITAN, *Universitatea Tehnică Cluj Napoca*

Revista Română de Inginerie Civilă este fondată, publicată şi finanţată de editura
MATRIX ROM
Director executiv: mat. Iancu ILIE

Online edition ISSN 2559-7485

Print edition ISSN 2068-3987; ISSN-L 2068-3987

Aspecte privind izolarea seismică a bazei

Aspects regarding the seismic base isolation

Zainulabdeen K. Abdulfattah Abdulfattah¹, Vlad Stefan Niculae¹,
Daniel Stoica¹

¹Universitatea Tehnică de Construcții București, România
B-dul Lacul Tei 122-124, Sector 2, București
E-mail: stoica@utcb.ro

DOI:10.37789/rjce.2020.11.2.1

Rezumat. Pentru prezentul studiu s-a dorit analizarea a nouă modele de structuri, diferența între ele fiind forma și regimul de înălțime. Modelarea structurilor s-a efectuat cu ajutorul programului ETABS realizându-se o serie de studii pentru clădiri cu structura din b.a. (cadre respectiv duale) – clădiri cu formă pătrată în plan (cu 3 regimuri de înălțime: S+P+14, S+P+9, S+P+4), clădire formă dreptunghiulară în plan (cu 3 regimuri de înălțime: S+P+14, S+P+9, S+P+4), clădire formă rotundă în plan (cu 3 regimuri de înălțime: S+P+14, S+P+9, S+P+4), încastrarea suprastructurii considerându-se la cota planșeului peste subsolul 1. De asemenea s-au realizat modele de calcul cu aceleași tipuri de clădiri, luând în considerare modelarea clasică a interacțiunii teren-structură precum și modele de calcul cu aceleași tipuri de clădiri, luând în considerare izolarea bazei, cu două tipuri de izolatori seismici de bază (LRB și HDRB). S-au realizat comparații între toate modelele de calcul structural utilizate.

Cuvinte cheie: structuri, seism, izolatori, bază, amortizare

Abstract.

For the present study it was desired to analyze nine models of structures, the difference between them being the height and the height regime. Structural modeling was carried out with the help of the ETABS program, carrying out a series of studies for buildings with a structure from b.a. (respectively double frames) - buildings with square shape in plan (with 3 height regimes: B+15, B+10, B+5), rectangular shaped building in plan (with 3 height regimes: B+15, B+10, B+5), round shaped plan building (with 3 height regimes: with 3 height regimes: B+15, B+10, B+5), the embedding of the superstructure considering at the level of the floor above the basement 1. Also, models of calculation with the same types of buildings were made, taking into account the classical modeling of the land-structure interaction as well as models of calculation with the same types of buildings, taking into account consideration of base isolation, with two types of basic seismic isolators (LRB and HDRB). Comparisons were made between all the structural calculation models used.

Key words: structures, earthquake, isolator, base, damping

1. Introducere

Proiectarea tradițională se bazează în principal pe creșterea capacității proporțional cu cerința și creșterea ductilității. Structurile sunt proiectate după principiul "Stâlpi puternici grinzi slabe" astfel încât să se dezvolte un mecanism optim de plastificare. Un nivel acceptabil de performanță al clădirii, în timpul unei mișcări seismice, constă în capacitatea intrinsecă a structurii de rezistență de a absorbi și disipa energie într-o manieră cât mai stabilă și pentru cât mai multe cicluri.

Disiparea energiei are loc, de exemplu, în zonele special realizate ale grinzilor unde apar articulații plastice și la bazele stâlpilor, elemente cu un rol important, însă, și în sistemul pentru preluarea încărcărilor gravitaționale. Articulațiile plastice reprezintă zone de concentrare a degradărilor care de obicei nu mai pot fi reparate.

Ca urmare a faptului că siguranța vieții este asigurată, colapsul structurii este împiedicat și, nu în ultimul rând, ca urmare a unor factori economici, orientarea actuală în proiectarea seismică rațională a structurilor nu poate fi înlăturată, ea utilizându-se pe scara largă atât la proiectarea structurilor noi, cât și la consolidarea celor existente.

În esență proiectarea antiseismică, clasică, a structurilor se bazează pe conceptul de creștere a rigidității și capacității de rezistență a acestora împotriva cutremurelor prin utilizarea de: pereți structurali, contravântuiri, cămașuri, aceste metode tradiționale duc însă la accelerații și deplasări mari pe verticală ale clădirilor.

Din această cauză componentele adiacente structurii pot suferi pagube majore chiar dacă aceasta în ansamblu nu este prea mult afectată, acest lucru nu este admis în cazul în care componentele adiacente sunt mai scumpe decât însăși structura. Construcțiile care adăpostesc utilaje de mare precizie și finețe, cum ar fi spitalele, secțiile de poliție și pompieri, centrele de comunicații, centralele electrice (hidro, termoelectrice și nucleare) trebuie să rămână operaționale inclusiv după un cutremur.

De asemenea proiectarea tradițională a clădirilor se bazează pe implicarea suprastructurii în preluarea totală a forțelor și deplasărilor seismice, în scopul evitării apariției colapsului local-partial și apoi a colapsului progresiv până la colapsul general.

Implică de obicei elemente structurale „robuste” care să ofere atât rigiditate la deplasări orizontale cât și capacități de rezistență prin intermediul cărora eforturile cerință ale cutremurelor să poată să fie preluate. Această metodă constă în scăderea perioadei fundamentale de vibrație.

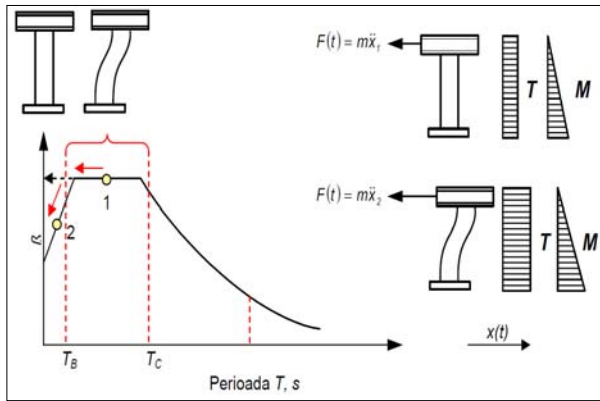


Figura 1 "Metoda clasică de proiectare/consolidare"

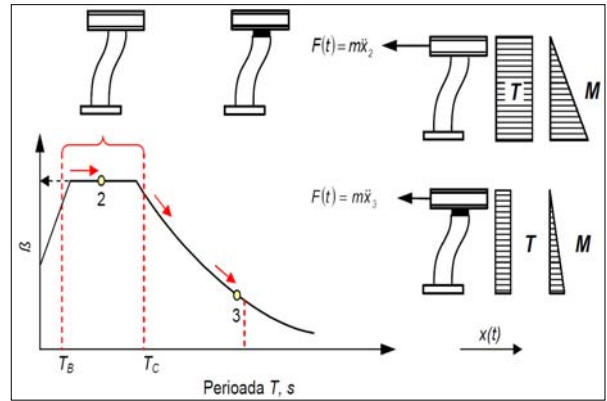


Figura 2 "Metoda de proiectare/consolidare prin izolarea bazei" creșterea perioadei fundamentale de vibrație

2. Principiul izolării bazei

Principiul fundamental al izolării bazei este acela de a modifica răspunsul clădirii astfel încât terenul să se miște sub clădire fără a transmite mișcarea acesteia. Sistemul ideal ar consta într-o separație totală, dar, în realitate, este necesar să existe câteva zone de contact între structură și teren.

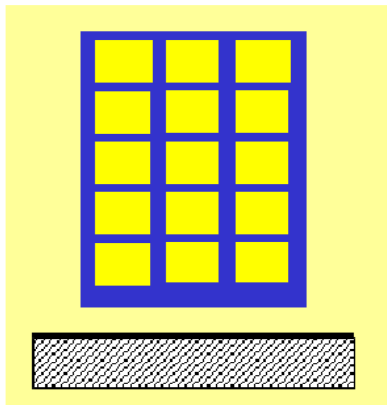


Figura 3 "Sistemul ideal al izolării bazei"

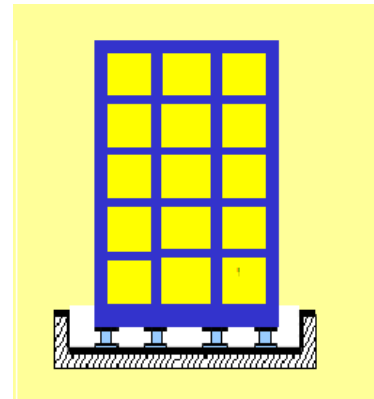


Figura 4 "Sistemul real al izolării bazei"

Amplasarea izolatorilor seismici duce la o mărire a flexibilității bazei în plan orizontal, în scopul creșterii perioadei de vibrație, în așa fel încât accelerația transmisă structurii să fie considerabil redusă.

Comparând variațiile deplasărilor și ale forțelor ce acționează asupra structurii se constată că odată cu schimbarea perioadei de vibrație, la o creștere a deplasărilor la nivelul bazei corespunde o scădere a forțelor ce acționează asupra structurii.

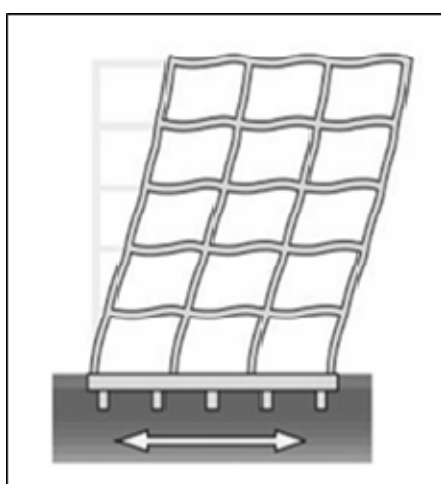
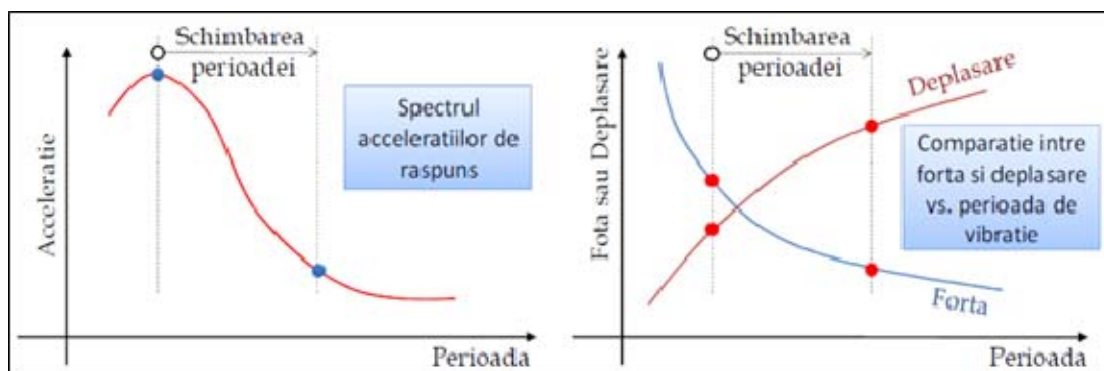


Figura 6 "Cladire proiectata traditional"

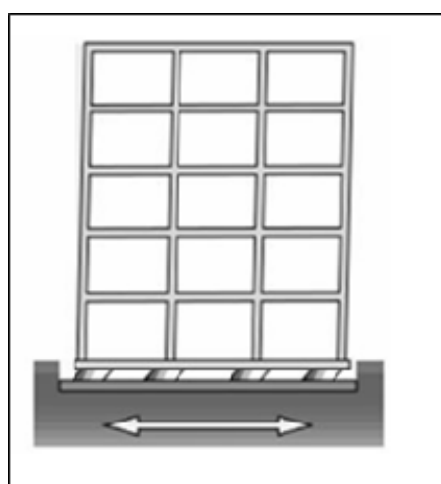


Figura 7 "Cladire izolată la bază"

Din figurile de mai sus se poate observa definirea conceptului de izolare a bazei și implicit avantajul structurii izolate: deplasări relative de nivel mai mici, deformatii aproape inexistente, elemente puțin solicitate. Datorită rigidității laterale scăzute a stratului de izolare, structura are o perioadă fundamentală mult mai mare decât perioada fundamentală a aceleiași structuri cu baza fixă. Creșterea perioadei fundamentale a structurii izolate conduce la o reducere semnificativă a accelerațiilor impuse de seism structurii izolate (implicit a forțelor). Acest fapt poate fi observat din spectrul elastic al accelerațiilor.

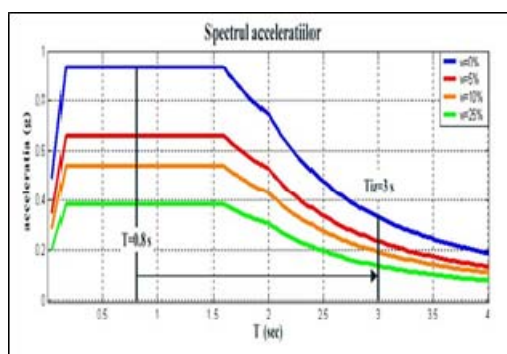


Figura 8 "Spectrul accelerațiilor"

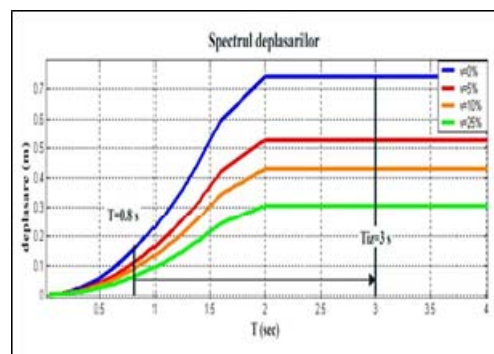


Figura 9 "Spectrul deplasărilor"

Analizând spectrul de deplasări se poate observa că acest „salt” al perioadei fundamentale a structurii izolate conduce la o cerință de deplasare mult mai mare decât în cazul structurii cu baza fixă.

Conceptul izolării bazei nu este chiar nou, săpăturile arheologice recente indicând că această practică se folosea încă pe vremea vechiului imperiu Persan. Descoperiri făcute în situl arheologic Pasargadae arătând că arhitecții din secolul 6 I.E.N. foloseau un sistem de izolare folosind două pietre șlefuite bine ca aparat de reazem (astfel încât în timpul seismului casa "glisa" pe cele două pietre, diminuându-i forța seismică). Tot în vechiul imperiu Persan s-au mai găsit și vestigii ale unor clădiri a căror fundație se sprijinea pe un sistem format din 3 șiruri de bușteni, fiecare șir dispus perpendicular față de cel adiacent. Astfel se obținea un sistem rudimentar și ieftin al unei izolări la bază în cazul unor seisme.

3. Tipuri de izolatori

Dispozitivele de izolare seismică sunt clasificate în două mari categorii:

- **Izolatori** (posedă flexibilitate laterală pentru a realiza izolarea la mișcări laterale și rigiditate mare pe direcție verticală pentru transferul încărcărilor gravitaționale):
 - Izolatori din cauciuc natural (NRB)
 - Izolatori din cauciuc natural cu miez de plumb (LRB)
 - Izolatori cauciuc sintetic ce posedă proprietăți de amortizare (HDBR)
 - Dispozitive ce permit alunecarea (SB)
- **Amortizori** (disipatori de energie cu scopul de a reduce deplasarea relativă a stratului de izolare și de a opri mișcarea)
 - Amortizori hidraulici – amortizori vâscoși
 - Amortizori din plumb – amortizori histeretici
 - Amortizori din oțel – amortizori histeretici

A. NATURAL RUBBER BEARRING (NRB) – izolatori elastomerici din cauciuc natural

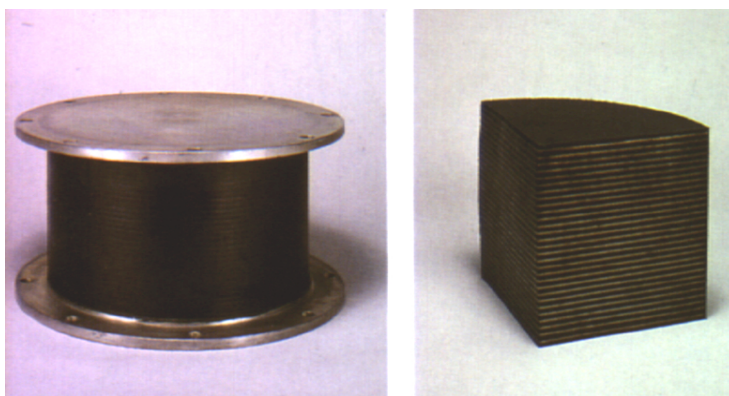


Figura 10 "Izolator din cauciuc natural"



Figura 11 "Izolator din cauciuc natural montat în sit"

Proprietăți mecanice:

- Acești izolatori sunt formați din mai multe straturi de cauciuc natural cu grosimi cuprinse între 3 și 9 mm, intercalate cu plăcuțe de oțel cu grosimi între 2.5 și 4.5 mm.
- Diametrul unui izolator este între 500-1550 mm.
- Principalul parametru care controlează rigiditatea verticală este coeficientul de formă $S1 = D/4tr$, unde D este diametrul izolatorului și tr grosimea stratului de cauciuc; valorile uzuale ale lui $S1$ sunt cuprinse între 30 – 40.
- Raportul între diametrul unui izolator și numărul straturilor de izolare, reprezentând coeficientul de formă $S2 = D/ntR$ este aproximativ egal cu 5.
- Modulul de elasticitate transversal poate fi ales între 0.4, 0.7 sau 1.1 N/mm².
- Efortul unitar de compresiune de lungă durată variază între 10 și 15 N/mm², iar cel de scurtă durată variază între 20 și 30 N/mm².
- Deformația de forfecare de proiectare este de aproximativ 250-300% (450 -550 mm pentru 800 mm diam.), iar deformația de forfecare ultimă, corespunzătoare pierderii stabilității generale, este în mod uzual egală cu 400% (550-800 mm).
- Raportul rigidităților verticale și laterale 2500-3000
- Consolidarea rigidității laterale după deformații > 300% (6-8 ori)

Un dezavantaj al acestor tipuri de izolatori ar fi lipsa proprietăților de amortizare, iar în vederea obținerii unei amortizări suplimentare este necesar cuplarea lor cu alte dispozitive cu amortizare

B. HIGH DAMPING RUBBER BEARINGS (HDRB) - izolatori elastomerici din cauciuc sintetic cu proprietăți de amortizare ridicată

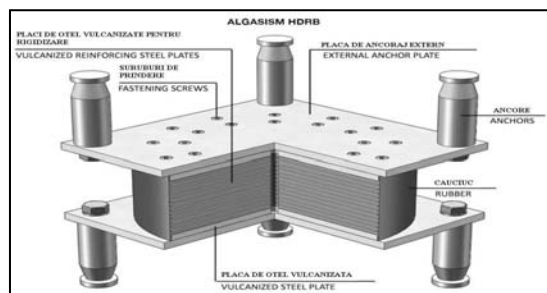


Figura 12 "Alcătuirea unui izolator din cauciuc cu proprietăți de amortizare ridicată"

Proprietăți mecanice:

- Acest tip de izolatori este similar din punct de vedere al alcătuirii cu dispozitivele din cauciuc natural. Diferența constă în tipul de cauciuc utilizat care prezintă proprietăți de amortizare superioare.
- Proprietăți de amortizare de până la 20% din amortizarea critică.
- Valorile coeficienților de formă $SI = D/4tR$ sunt în general mai mici față de NRB (cuprinse între 25 - 35) pentru a obține o proporție mai mare de cauciuc sintetic astfel încât să se atingă amortizarea necesară.
- coeficienții $S2 = D/nt$ au valori cuprinse între 3 ~ 10.
- Efortul unitar de compresiune maxim recomandat este de 10 N/mm² pentru încărcări de lungă durată și cel pentru încărcări de scurtă durată variază între 15 și 20 N/mm², mai reduse în comparație cu cele corespunzătoare NRB.
- Rigiditatea laterală depinde în principal de deformația transversală maximă, de temperatură și efortul de compresiune.
- Amortizarea echivalentă este în jur de 20% pentru valori ale deformației transversale de până la 100%.

Avantaje:

- Eficiența ridicată în reducerea impulsului seismic și degradărilor.
- Capacitate de deformare laterală mare în condițiile unor încărcări verticale ridicate.
- Amortizare vâscoasă ridicată.
- Capacitate de revenire la poziția inițială.
- Rigiditate laterală mică permițând mărirea foarte mult a perioadei fundamentale.

Dezavantaje:

- Probleme de stabilitate când deplasarea orizontală devine foarte mare.
- Probleme din cauza îmbătrânirii materialului elastomer.
- Rigiditate laterală mică transpusă în practică prin deplasări și pentru încărcări mici.

C. LEAD RUBBER BEARINGS (LRB) - dispozitive de izolare de cauciuc cu miez de plumb

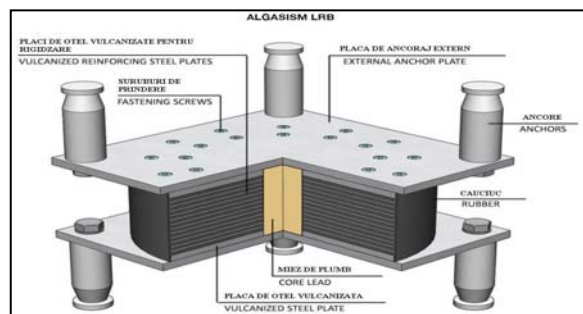


Figura 13 "Alcătuirea unui izolator din cauciuc cu miez de plumb"



Figura 14 "Alcătuirea unui izolator din cauciuc cu miez de plumb"

Proprietăți mecanice:

- Dispozitivul este un izolator din cauciuc de tip NRB în care este introdus un miez de plumb ce are rolul de a disipa histeretic energia indusă.
- LRB asigură flexibilitatea laterală (datorită proprietăților elastice ale cauciucului) precum și amortizare histeretică (datorită deformațiilor plastice ale plumbului).
- Limitele pentru efortul unitar de compresiune maxim precum și valorile rigidității verticale sunt similare cu cele corespunzătoare NRB.
- Modelul analitic de calcul folosit uzual este un model biliniar modificat cu coeficienții de dependență furnizați de producători în catalogul produselor.
- Deformațiile maxime de proiectare și ultime sunt 400 – 500 mm și respectiv 600 – 700 mm.
- Forța laterală corespunzătoare curgerii este de 100 KN (100 mm diametru miez de plumb)

Avantaje:

- rigiditate laterală mare inițială (de 10 – 16 ori mai mare ca rigiditatea laterală post-curgere) asociată unor forțe orizontale relativ scăzute, produse în general de vânt.
- comportament rigid-plastic al miezului de plumb la încărcări mici
- comportament histeretic foarte stabil
- capacitate mare de amortizare ($\xi = 30\%$)
- plumbul are rezistența la oboseală ciclică ridicată

Dezavantaje:

- probleme de stabilitate când deplasarea orizontală devine foarte mare
- probleme din cauza îmbătrânirii materialului elastomer
- din cauza deformațiilor post elastice suferite de miezul de plumb cauciucul își pierde capacitatea de revenire la poziția inițială

D. FRICTION PENDULUM BEARINGS (FPB) – izolatori cu frecare de tip pendul inversați

Izolatorii seismici cu frecare sunt probabil printre primele dispozitive propuse pentru realizarea decuplării suprastructurii de infrastructură. Sistemele FPB constau în blocuri de PTFE (politetrafluoretilenă) ce alunecă pe plăci din oțel inoxidabil. Principala caracteristică a FPB este rigiditatea laterală inițială mare, care scade semnificativ după ce este inițiată alunecarea.

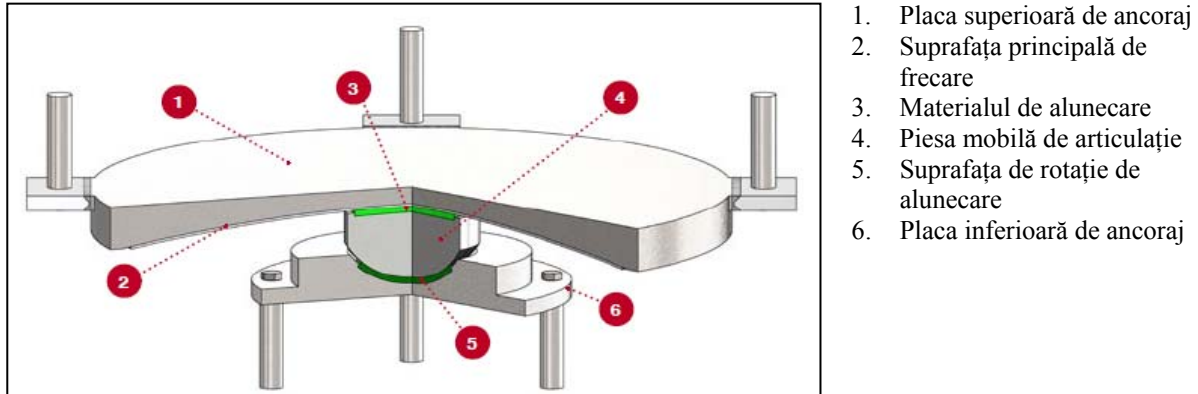


Figura 15 "Izolatori cu frecare de tip pendul inversați"

Proprietăți mecanice:

- Rigiditate inițială foarte mare
- Rigiditate neglijabilă după inițierea mișcării (folosite în conjuncție cu NRB, HDRB, LRB)
- În principal adoptate pentru reducerea rigidității la deplăsări mari ale clădirilor izolate.
- Coeficientul de frecare depinde în general de presiunea verticală și de viteza mișcării.

Avantaje:

- curba histeretică stabilă
- capacitate ridicată de revenire la poziția inițială
- rigiditate mare la încărcări mici (vânt)
- reducerea deplasărilor în stadiul ultim datorită frecării

Dezavantaje:

- cost ridicat de producție
- probleme în definirea coeficientului de frecare datorită sensibilității la coroziune
- sensibilitate ridicată la încărcări verticale mari (suprafața ovală se poate deforma)
- degradarea suprafețelor de glisare după câteva cicluri de încărcare.

4. Proiectarea tradițională a clădirilor cu structura din beton armat

4.1 Alegerea structurilor pentru analiză

Pentru prezentul studiu s-a dorit analizarea a nouă modele de structuri, diferența între ele fiind forma și regimul de înălțime. Modelarea structurilor s-a efectuat cu ajutorul programul ETABS astfel:

- S-au realizat o serie de studii (2x9 modele) pentru cladiri cu structura din b.a. (cadre respectiv dual)– cladire formă pătrată (cu 3 regimuri de înălțime: S+P+14, S+P+9, S+P+4), clădire formă dreptunghiulară (cu 3 regimuri de înălțime: S+P+14, S+P+9, S+P+4), clădire formă rotundă (cu 3 regimuri de înălțime: S+P+14, S+P+9, S+P+4), încastrarea suprastructurii considerându-se la cota planșeului peste subsolul 1.
- S-au realizat 2x9 modele de analiză cu aceleași tipuri de clădiri, luând în considerare modelarea interacțiunii teren-structură.
- S-au realizat 2x18 modele de analiză cu aceleași tipuri de clădiri, luând în considerare izolarea bazei, cu izolatori tip LRB și HDRB.

4.2. Date detaliate ale temei. Pasi.

- Funcțiunile cladirilor
- Date generale de alcatuire ale cladirilor
- Caracterizarea amplasamentului și a construcției conform P100-1/2013
- Calculul terenului de fundare
- Valori de proiectare ale rezistențelor materialelor
- Dimensiuni clădire

4.3. Calculul structurilor la acțiuni orizontale și verticale

A. Modelarea structurii

Modelarea structurilor s-a efectuat cu programul **ETABS**. Încastrarea suprastructurilor se consideră la cota planșeului peste subsol.

B. Proiectarea rigidității la forțe laterale

În conformitate cu P100-1/2013, verificarea deplasărilor relative de nivel se face la două stări limită, respectiv **starea limită de serviciu (SLS)** și **starea limită ultimă (SLU)**. Elementele structurii care se supun verificării au dimensiunile stabilite în faza anterioară de predimensionare.

4.4. Dimensionarea elementelor structurale – armare longitudinală și transversal

- grinzi
- Stalpi
- pereti

4.5. Modelarea interacțiunii teren-structură

S-a optat pentru o fundație de tip radier. În vederea obținerii eforturilor de dimensionare a radierului, s-a modelat infrastructura clădirii cu ajutorul programului ETABS, considerând o comportare elastică a ansamblului. Pentru a modela comportarea elastică a structurilor, coeficientul seismic a fost amplificat cu 2. Pentru predimensionarea radierului s-a urmărit ca $h_r > 1/8 l_{max}$, h_r fiind înălțimea radierului și l_{max} – distanța maximă inter-ax.

Verificarea radierului la străpungere s-a făcut în zonele de rezemare a stâlpilor centrali pe radier.

Pentru modelarea interacțiunii teren-structură s-au ținut cont de următoarele ipoteze:

- Modelarea terenului pentru o comportare elastică s-a făcut ținând seama de ipotezele Winkler (mediu elastic de tip Winkler);
- Se cunoaște coeficientul de deformabilitate de tip Winkler (coeficientul de pat) pentru condiții de comportare statică k_s (care de principiu reprezintă raportul dintre presiunea respectiv tasarea admisibile și că unitate de măsură este de tip $[F]/[L^3]$);
- Mișcarea infrastructurii în terenul de fundare (cele două translații orizontale - pe x și y respectiv torsiunea - în jurul axei z) este împiedicată. Baza se mișcă odată cu terenul. Așadar rămân libere numai rotirile în jurul axei x respectiv y. Translația pe axa z este permisă numai în sensul de tasare. Pentru modelarea acestora se folosesc elemente finite LINK de tip GAP, introduse în fiecare nod al radierului.
- Pentru comportarea dinamică a terenului, tranzitorie, conform literaturii de specialitate se consideră un coeficient de deformabilitate de tip Winkler $k_d \approx 10 k_s$.

5. Studiu comparativ la clădirile cu structura din beton armat folosind izolarea bazei

5.1. Propunerea tipurilor de izolatori folosiți în studiul de caz

Pornind de la ecuația profesorului Kelly T.E., 2001, **CAPACITATE > CERINȚĂ**, spre deosebire de abordarea tradițională de proiectare a structurilor în zone seismice, care pornește de la ipoteza că în privința cerinței nu se poate interveni și tratează doar problema capacității, principiul izolării bazei, adică abordarea “alternativă”, propune o reducere a cerinței prin introducerea unor dispozitive mecanice (sisteme de disipare a energiei).

S-au propus pentru studiu izolatori din cauciuc natural cu miez de plumb, LRB (Lead Rubber Bearing), cu secțiuni circulară și izolatori din cauciuc sintetic ce posedă proprietăți de amortizare- HDRB (High- Damping Rubber Bearing), deasemenea cu secțiuni circulare, cu proprietățile prevăzute de producătorul ALGA (www.alga.it).

ALGA a dezvoltat mai multe tipuri de cauciuc folosit în alcătuirea izolatorilor, pentru a se potrivi nevoilor diferite de design. Pentru HDRB sunt disponibile 3 tipuri de cauciuc:

- cauciuc moale, cu modulul de elasticitate $G = 0,4 \text{ N/mm}^2$ și 10% amortizare vâscoasă echivalentă (Izolatori HDS, “*soft*”)
- cauciuc normal, cu modul de elasticitate $G = 0,8 \text{ N/mm}^2$ și 10% amortizare vâscoasă echivalentă (Izolatori HDN, “*normal*”)
- cauciuc tare, cu modulul de elasticitate $G = 1,4 \text{ N/mm}^2$ și 16% amortizare echivalentă vâscoasă (Izolatori HDH, “*high*”)
- Pentru LRB sunt disponibile 2 tipuri de cauciuc:
- cauciuc moale, cu modulul de elasticitate $G = 0,4 \text{ N/mm}^2$ și 10% amortizare vâscoasă echivalentă (Izolatori LRS, “*soft*”)
- cauciuc normal, cu modul de elasticitate $G = 0,9 \text{ N/mm}^2$ și 4% amortizare vâscoasă echivalentă (Izolatori LRN, “*normal*”)

Pentru izolarea clădirilor se folosesc izolatori tip HDN, HDH, LRS și LRN dimensionați după cum urmează în subcapitolul următor.

5.2 Dimensionarea izolatorilor

5.2.1. Modelarea matematică izolatorilor HDRB

Modelarea matematică a dispozitivelor HDRB se poate face prin mai multe metode și presupune în esență modelarea rigidității laterale sau a proprietăților de disipare a energiei induse. S-a considerat că suprastructura rămâne în domeniul liniar-elastic de comportare. Determinarea caracteristicilor dinamice ale suprastructurii s-a făcut considerând, ca date de intrare un set de valori pentru perioada suprastructurii (sau perioada sistemului dacă acesta ar avea baza fixă).

Pentru a efectua calculului liniar echivalent cu spectru de răspuns pe structurile izolate s-au avut în vedere următorii pași:

1. S-a determinat spectrul de răspuns al zonei în cauză – București, corespunzătoare fiecărui tip de amortizor utilizând spectrul din P100-1/2006 (diferența între clădirile izolate și cele neizolate fiind factorul de comportare q , care este 1,5 conform literaturii de specialitate, față de 6.75 la clădirile neizolate în cadre, dar și amortizarea vâscoasă echivalentă ξ).

2. S-a ales o valoare țintă a perioadei de vibrație pentru structura izolată (în mod normal, se consideră de 3 ori mai mare decât perioada de vibrație a structurii neizolate).

3. S-a determină masa totală seismică a structurii.

4. Având în vedere parametrii T_{iz} , perioada de vibrație a sistemului izolat și M masa structurii, s-a determinat rigiditatea globală necesară, K_r , pentru sistemul de izolare prin următoarea ecuație: $K_r = 4 \cdot \pi^2 \cdot M / T_{iz}^2$

5. S-au ales izolatorii din catalogul ALGA, luând în considerare următorii parametri:

- rigiditatea totală (suma rigidităților fiecărui izolator trebuie să fie, pe cât posibil, egală cu K_r);

- sarcina verticală pentru fiecare izolator;
 - deplasarea orizontală, care s-a calculat folosind următoarea formulă:

$$S_{\max} = a_g * (T/2 \pi)^2$$
6. Modelarea izolatoarelor s-a realizat cu ajutorul programului ETABS, introducând LINK-uri de tip ISOLATOR1 și ISOLATOR2. S-au ales locațiile pentru a instala izolatoarele în structură. S-au folosit 4 izolatori pentru clădirile S+P+4E formă pătrată, 8 izolatori pentru clădirile S+P+4E – formă dreptunghiulară și cilindrică, 16 izolatori pentru clădirile S+P+9E și 28 izolatori pentru clădirile S+P+14E, astfel încât centrul de rigiditate să fie cât mai aproape posibil de centrul de masă. În acest fel, în timpul cutremurului numai modurile de translație vibrații au fost activate, în timp ce torsiunea pe primele două moduri de vibrație să fie neglijabilă. Modurile de vibrație de translație au avantajul evident de a face ca toate izolatoarele să lucreze în același mod.
 7. După ce izolatorii au fost aleși, s-a introdus spectrul de răspuns modificat, prin introducerea valorii de amortizare corespunzătoare izolatoarelor, în funcție de factorul următor: $\eta = \sqrt{10/(5 + \xi * 100)}$

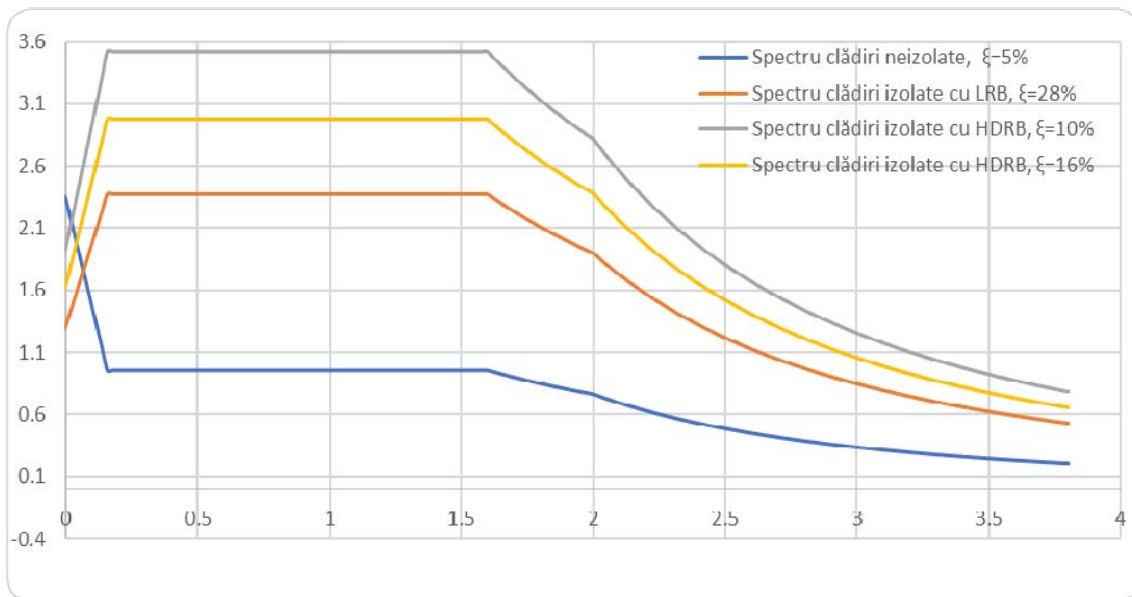


Fig 16 Représentation graphique des fonctions de réponse spectrale

5.2.2. Modelarea matematică izolatoarelor LRB

Comportamentul lor poate fi definit de următorii parametri:

- F_y punctul curgere al miezului de plumb
- K_{lead} rigiditate orizontală
- K_r rigiditate orizontală

Valorile pentru acești parametri sunt prezentate în tabelele cu proprietăți ale izolatoarelor furnizate de ALGA. Calculul liniar echivalent, se efectuează cu aceeași procedură descrisă mai sus pentru izolatorii de tip HDRB, cu următoarele diferențe:

- În loc de K_r se consideră K_{eff} , rigiditatea efectivă orizontală
- În loc de ξ se ia în considerare β_r , amortizarea efectivă.

5.3. Raspunsuri structurale obținute în urma studiului de caz la clădirile din beton armat în cadre, folosind metoda izolării bazei

5.3.1. Perioade de vibrație clădiri izolate

În tabelul 1 sunt prezentate perioadele proprii de vibrație obținute pe primul mod de vibrație, la clădirile P+4. În primele 3 coloane sunt prezentate perioadele proprii corespunzătoare clădirilor pătrate, în următoarele 3 coloane, cele corespunzătoare clădirilor dreptunghiulare, iar în ultimele 3, perioadele proprii corespunzătoare clădirilor circulare.

	LRB		HDRB			LRB		HDRB	
T neiz.	T iz.	T iz.	T neiz.	T iz.	T iz.	T neiz.	T iz.	T iz.	
0.5172	2.8213	3.1965	0.548	2.6076	3.4377	0.62	2.707	3.47	
0.5172	2.8213	3.1965	0.548	2.6076	3.4377	0.62	2.707	3.47	
0.5172	2.8213	3.1965	0.548	2.6076	3.4377	0.62	2.707	3.47	

Tabel 1

Exemplu - Perioadele obținute la clădirile neizolate și izolate la bază, la clădirile P+4

5.3.2. Deplasările obținute la structurile izolate la bază

O concluzie ce rezultă din analizarea răspunsurilor prezentate este următoarea: cu cât suprastructura este mai flexibilă, cu atât aportul modurilor superioare în răspunsul global devine mai evident (apare o amplificare a deplasărilor pe înălțime). Deasemenea, se observă că creșterea nivelului de amortizare din stratul de izolare are un efect benefic, prin reducerea cerințelor de deplasare din suprastructură (în studiul prezent s-a considerat o amortizare de 10% și 16 % pentru izolatori de tip HDRB și o amortizare de 28% pentru izolatori de tip LRB). Aceste concluzii confirmă studiul realizat de Oprișoreanu V. V. în teza sa de doctorat "Contribuții la aplicarea izolării bazei în proiectarea seismică din România" (2012).

În continuare se vor analiza deplasările relative de nivel pentru structurile izolate și neizolate:

5.3.3. Eforturile rezultate în proiectarea tradițională vs. proiectarea prin metoda izolării bazei

În tabelul 2 sunt reprezentate eforturile maxime efective și eforturile capabile ale izolatorilor, conform producătorului ALGA. S-a notat cu P – clădire pătrată, D – clădire dreptunghiulară și C – clădire circulară, 5,10 și 15 reprezentând numărul de niveluri.

Aspecte privind izolarea seismică a bazei

	5C		10C		15C	
	HDRB	LRB	HDRB	LRB	HDRB	LRB
PmaxSLU	13100	15200	17000	12700	17000	14800
PmaxSeism	9500	9300	10400	6850	10400	10800
Pef. SLU	13020	13100	14350	11865	15390	11865
Pef. Seism	9277	9115	9755	6696	9656	9696
	5D		10D		15D	
	HDRB	LRB	HDRB	LRB	HDRB	LRB
PmaxSLU	17000	14800	14050	14050	17000	14050
PmaxSeism	10400	10800	7950	7950	10400	7950
Pef. SLU	15350	14600	10843	10914	15883	13722
Pef. Seism	8146	9800	6897	6883	7158	6193
	5P		10P		15P	
	HDRB	LRB	HDRB	LRB	HDRB	LRB
PmaxSLU	14900	14800	14200	10500	13400	14050
PmaxSeism	10800	10800	7100	6400	8200	7950
Pef. SLU	14200	14156	12197	10358	10492	9945
Pef. Seism	9850	9900	6352	6386	8145	7940

Tabel 2 Exeplu- Eforturi maxime efective și eforturile capabile ale izolatorilor folosiți în studiul de caz- clădire circulară

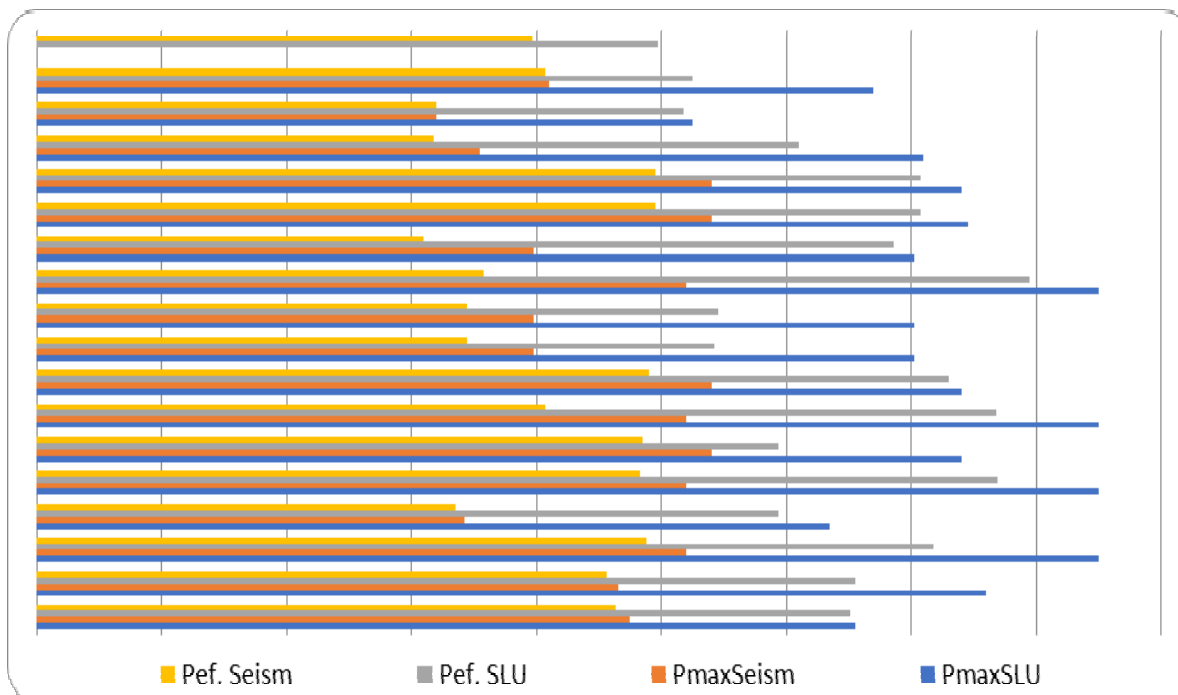


Fig. 17 Eforturi maxime efective și eforturile capabile ale izolatorilor folosiți în studiul de caz

6. Concluzii cu privire la izolarea seismică a bazei la clădiri cu suctura din beton armat

În urma tuturor de caz, privitor la comportarea clădirilor în cadre de beton armat, situate în București, proiectate cu ajutorul metodei izolării bazei, s-au constatat următoarele:

La clădiri cu structura în cadre din b.a.:

A. Din punct de vedere al perioadelor fundamentale de vibrație:

- Pentru clădirile cu 5 niveluri perioadele fundamentale de vibrație cresc de cca 6 ori în cazul utilizării izolatorilor de tip HDRB respectiv de 5 ori în cazul utilizării izolatorilor de tip LRB;
- Pentru clădirile cu 10 niveluri perioadele fundamentale de vibrație cresc de cca 3.6 de ori în cazul utilizării izolatorilor de tip HDRB respectiv de cca 3 ori în cazul utilizării izolatorilor de tip LRB;
- Pentru clădirile cu 15 niveluri perioadele fundamentale de vibrație cresc de cca 3 de ori în cazul utilizării izolatorilor de tip HDRB respectiv de 2.3 ori în cazul utilizării izolatorilor de tip LRB;
- **Concluzie** – cu cât clădirile sunt mai rigide cu atât lungirea perioadelor fundamentale de vibrație prin utilizarea izolatorilor seismici este mai redusă.
- În general perioadele fundamentale de vibrație în cazul utilizării izolatorilor de tip LRB sunt circa 80% din perioadele fundamentale de vibrație pentru cazul utilizării izolatorilor seismici de tip HDRB (asadar HDRB-ul flexibilizează cu 20% mai mult structura față de LRB).

B. Din punct de vedere al deplasărilor:

- Pentru clădirile cu 5 niveluri, drifturile cresc în cazul utilizării izolatorilor seismici de tip HDRB cu circa 149% respectiv cu 153% în cazul utilizării izolatorilor seismici de tip LRB;
- Pentru clădirile cu 10 niveluri, drifturile cresc în cazul utilizării izolatorilor seismici de tip HDRB cu circa 41% respectiv cu 57% în cazul utilizării izolatorilor seismici de tip LRB;
- Pentru clădirile cu 15 niveluri, drifturile scad în cazul utilizării izolatorilor seismici de tip HDRB cu circa 11% respectiv cresc cu 16% în cazul utilizării izolatorilor seismici de tip LRB;
- În cazul utilizării izolatorilor seismici, cu cât clădirile au mai multe niveluri (sunt mai flexibile) drifturile scad respectiv cu cât clădirile sunt mai rigide (mai puține niveluri) drifturile cresc. Se constată că mai eficiente din punct de vedere al drifturilor sunt izolatoarele seismice de tip HDRB.
- La baza se constată că în medie deplasările cresc mai mult pentru clădirile care utilizează izolatori seismici de tip LRB față de HDRB.

- Pentru cladirile cu 5 niveluri deplasările sunt în medie de cca 23 cm, pentru cladirile cu 10 niveluri sunt de 25 cm iar pentru cladirile cu structură în cadre de beton armat cu 15 niveluri ajung la circa 27 cm.

C. Din punct de vedere al eforturilor sectionale în elementele structurii:

- **Pentru stalpii din b.a.:**
 - Eforturile sectionale de tip momente încovoietoare și forțe tăietoare, la stalpii din b.a., în cazul utilizării izolatorilor seismici, se reduc la circa 68-98% din eforturile corespunzătoare structurii neizolate;
 - Eforturile sectionale de tip forțe axiale practic rămân cu aceleași valori;
 - Eforturile sectionale scad mai mult în cazul utilizării izolatorilor seismici de tip HDRB față de LRB.
- **Pentru grinzile din b.a.:**
 - Prin utilizarea izolatorilor seismici, eforturile sectionale pe grinzi (momente încovoietoare pozitive și negative precum și forțele tăietoare) scad numai pentru cladirile cu mai mult de 5 niveluri. Cu cât clădirea are mai multe niveluri se constată o scădere din ce în ce mai mare (81-96% la 15 niveluri).
 - De asemenea se constată că (în sensul celor prezentate mai sus) eforturile scad mai mult în cazul utilizării izolatorilor seismici de tip HDRB față de cei de tip LRB.

Având în vedere toate cele prezentate anterior, pentru cladirile care se proiectează cu structură duală din b.a. cu regim mic și mediu de înălțime (până în 15 niveluri) se constată că izolatorii seismici de tip HDRB sunt mai eficienți față de izolatorii seismici de tip LRB.

La clădiri cu structură duală din b.a.:

A. Din punct de vedere al perioadelor fundamentale de vibrație:

- Pentru cladirile cu 5 niveluri perioadele fundamentale de vibrație cresc de cca 20 de ori în cazul utilizării izolatorilor de tip HDRB respectiv de 15 ori în cazul utilizării izolatorilor de tip LRB;
- Pentru cladirile cu 10 niveluri perioadele fundamentale de vibrație cresc de cca 9 de ori în cazul utilizării izolatorilor de tip HDRB respectiv de 7.4 ori în cazul utilizării izolatorilor de tip LRB;
- Pentru cladirile cu 15 niveluri perioadele fundamentale de vibrație cresc de cca 5.4 de ori în cazul utilizării izolatorilor de tip HDRB respectiv de 4.7 ori în cazul utilizării izolatorilor de tip LRB;
- **Concluzie** – cu cât cladirile sunt mai rigide cu atât lungirea perioadelor fundamentale de vibrație prin utilizarea izolatorilor seismici este mai redusă.
- În general perioadele fundamentale de vibrație în cazul utilizării izolatorilor de tip LRB sunt circa 80% din perioadele fundamentale de vibrație pentru cazul utilizării izolatorilor seismici de tip HDRB (asadar HDRB-ul flexibilizează cu 20% mai mult structura față de LRB).

B. Din punct de vedere al deplasărilor:

- Pentru cladirile cu 5 niveluri, drifturile cresc in cazul utilizării izolatorilor seismici de tip HDRB cu circa 30% respectiv cu 50% in cazul utilizării izolatorilor seismici de tip LRB;
- Pentru cladirile cu 10 niveluri, drifturile cresc in cazul utilizării izolatorilor seismici de tip HDRB cu circa 2% respectiv cu 20% in cazul utilizării izolatorilor seismici de tip LRB;
- Pentru cladirile cu 15 niveluri, drifturile scad in cazul utilizării izolatorilor seismici de tip HDRB cu circa 2% respectiv cresc cu 2% in cazul utilizării izolatorilor seismici de tip LRB;
- In cazul utilizării izolatorilor seismici, cu cat cladirile au mai multe niveluri (sunt mai flexibile) drifturile scad respectiv cu cat cladirile sunt mai rigide (mai putine niveluri) drifturile cresc. Se constata ca mai eficiente din punct de vedere al drifturilor sunt izolatoarele seismice de tip HDRB.
- La baza se constata ca in medie deplasările cresc mai mult pentru cladirile care utilizeaza izolatori seismici de tip LRB fata de HDRB.
- Pentru cladirile cu 5 niveluri deplasările sunt in medie de cca 30 cm, pentru cladirile cu 10 niveluri sunt de 35 cm iar pentru cladirile cu structura duala cu 15 niveluri ajung la circa 40 cm.

C. Din punct de vedere al eforturilor sectionale in elementele structurii:

- **Pentru peretii din b.a:**
 - Eforturile sectionale de tip momente incovoietoare si forte taietoare, la peretii din b.a., in cazul utilizării izolatorilor seismici, se reduc la circa 48-93% din eforturile corespunzatoare structurii neizolate;
 - Eforturile sectionale de tip forte axiale practic raman cu aceleasi valori;
 - Eforturile sectionale scad mai mult in cazul utilizării izolatorilor seismici de tip HDRB fata de LRB.
- **Pentru stalpii din b.a:**
 - Eforturile sectionale de tip momente incovoietoare si forte taietoare, la stalpii din b.a., in cazul utilizării izolatorilor seismici, se reduc la circa 68-98% din eforturile corespunzatoare structurii neizolate;
 - Eforturile sectionale de tip forte axiale practic raman cu aceleasi valori;
 - Eforturile sectionale scad mai mult in cazul utilizării izolatorilor seismici de tip HDRB fata de LRB.
- **Pentru grinzilei din b.a:**
 - Prin utilizarea izolatorilor seismici, eforturile sectionale pe grinzi (momente incovoietoare pozitive si negative precum si fortele taietoare) scad numai pentru cladirile cu mai mult de 5 niveluri. Cu cat cladirile au mai multe niveluri se constata o scadere din ce in ce mai mare (86-95% la 10 niveluri).

- De asemenea se constată că (în sensul celor prezentate mai sus) eforturile scad mai mult în cazul utilizării izolatoarelor seismice de tip HDRB față de cei de tip LRB.

Având în vedere toate cele prezentate anterior, pentru clădirile care se proiectează cu structura duală din b.a. cu regim mic și mediu de înălțime (până în 15 niveluri) se constată că izolatoarele seismice de tip HDRB sunt mai eficiente față de izolatoarele seismice de tip LRB.

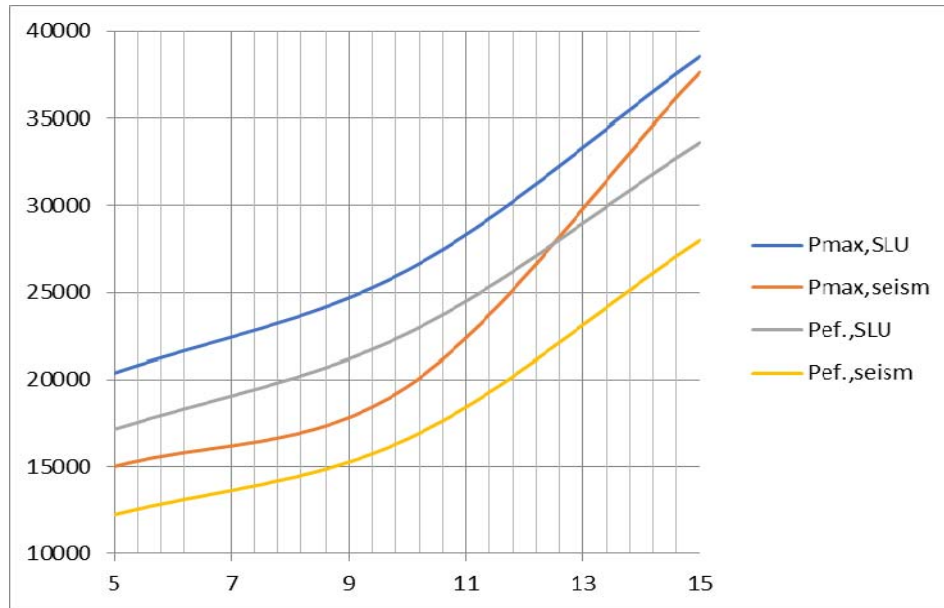


Figura 18 "Curba presiunilor capabile și efective ale izolatoarelor HDRB"

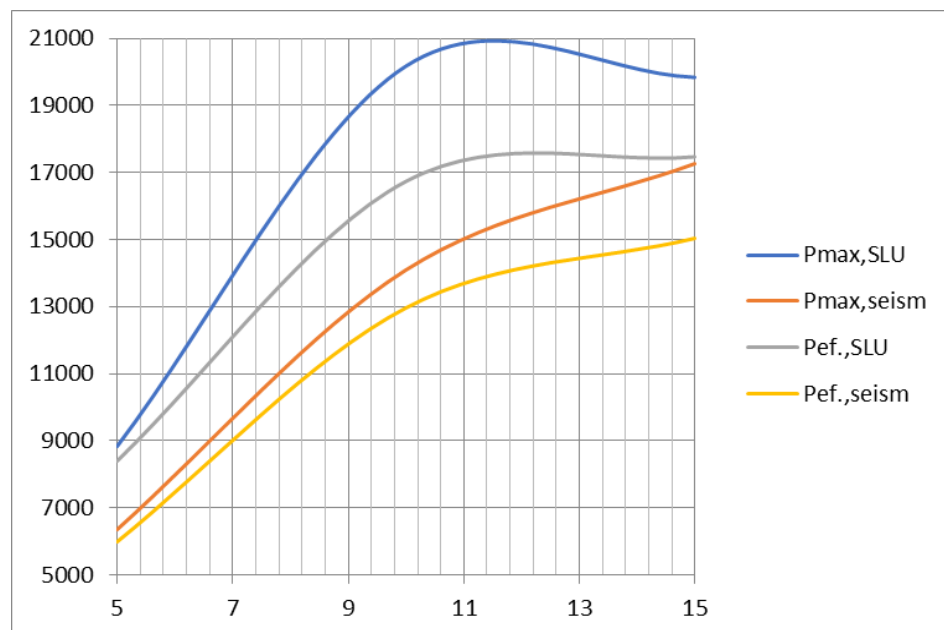


Figura 19 "Curba presiunilor capabile și efective ale izolatoarelor LRB"

7. Probleme practice legate de izolarea bazei

Partea de teorie privind dimensiunile elementelor sau a comportamentului cladirii au fost stabilite anterior. In continuare sunt prezentate o serie de probleme legate de punerea in practica a acestei metode, care daca nu sunt rezolvate si nu sunt gandite in concordanta vor face ca realizarea acestei metode sa fie ineficienta sau chiar imposibila.

Se observa din subcapitolele precedente ca deplasările la baza sunt in general mari, putand ajunge la 50-70 cm, pe ambele directii principale (aceiasi valoare care a rezultat si din dimensionarea izolatorilor). Pentru a putea realiza aceasta deplasare, in jurul cladirii trebuie sa se realizeze o cuva din beton armat care sa imbrace infrastructura si care sa permita acesteia sa se miste liber in interiorul ei. Aceasta cuva va avea peretii marginali situati la o distanta de 90 cm fata de fata exterioara a subsolului (se ia in calcul si un factor de siguranta). Procedeul va fi descris in subcapitolele care urmeaza.

O alta problema care apare o reprezinta cea legata de instalatiile din subsol. Instalatiile existente de apa calda si menajera vor fi demontate se vor inlocui cu altele noi. Elementele de instalatie noi vor fi coborate pana la 20 cm deasupra placii de la subsol, astfel incat acestea sa intre prin spatiul dintre cele doua cadre de beton armat. Vor fi fixate de CPI si pe podea, iar in zonele de legatura cu suprastuctura se vor pune legaturi mobile care sa permita deplasarea fara ca acestea sa se degradeze. Instalatiile de apa calda si apa menajera vor avea montare racorduri din materiale elastice (cauciuc rezistent la uzuri si intemperii), instalatiile electrice vor avea un surplus de lungime iar instalatia de gaz va avea montat racord mobil din metal. Toate aceste masuri au rolul de a pastra functionala cladirea dupa ce apare o miscare seismica.

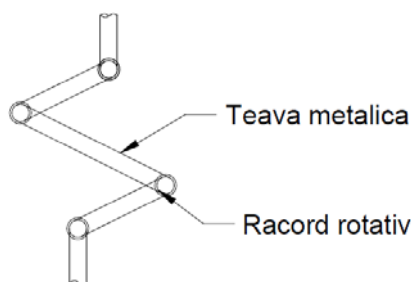


Figura 20 Racord instalatia de gaz

Scara care face legatura intre subsol si suprastuctura se va realiza astfel incat atunci cand va surveni o miscare seismica aceasta sa se deformeze.

Ultima problema importanta o reprezinta acoperirea spatiului ce ramane intre peretele subsolului si cel al cuvei de beton. Acest lucru este important pentru siguranta in

exploatare a clădirii și pentru a împiedica apa să intre în subsol și să producă degradări izolatoarelor. Acesta problemă se va rezolva prin dispunerea unui capac metalic liber la un capăt. La zona de intrare în clădire capacul metalic va fi folosit în componenta scării de la intrare.

Dificultăți pot apărea datorită spațiului restrâns în care se lucrează și în găsitarea aparaturii de lucru care să fie adecvată: dimensiuni reduse și să nu inducă vibrații mari în elemente. În continuare este prezentată o soluție de rezolvare a metodei consolidării prin izolarea bazei.

7. Tehnologia realizării izolării bazei

Lucrările ce vor fi efectuate pentru realizarea izolării bazei sunt specifice lucrărilor din beton armat și vor respecta prevederile normativului NE 012/2-2010. Intervențiile la nivelul subsolului se vor face folosind utilaje speciale cu dimensiuni reduse ce pot fi utilizate din interiorul clădirii. Peretii din beton armat vor fi tăiați utilizând aparat cu disc diamantat.

Se va asigura aerisirea permanentă a punctului de lucru prin utilizarea de sisteme de ventilație și evacuare a prafului rezultat din lucrările de tăiere. Lucrarea de consolidare a construcției prin procedeul izolării bazei va parcurge următoarele etape de execuție:

- Etapa I: Lucrări pregătitoare și organizare de șantier;
- Etapa II: Lucrări de săpătură generală, realizarea cuvei și îmbunătățirea terenului de fundații;
- Etapa III: Realizarea cadrului purtător inferior – CPI;
- Etapa IV: Realizarea cadrului purtător superior – CPS;
- Etapa V: Montarea reazemelor izolatoare seismice;
- Etapa VI: Executarea lucrărilor de finisaje, tâmplărie, pardoseli, trepte, trotuare, injectarea fisurilor din pereti etc;
- Etapa VII: Lucrări de finisaje.

Elaborarea acestor etape se detaliază în cele ce urmează:

ETAPA I: Lucrări pregătitoare și organizare de șantier:

1. Organizarea de șantier va fi realizată în vecinătatea clădirii, unde constructorul își va monta baracile și își va depozita materialele. Acesta spațiu se va delimita prin folosirea unui gard realizat din tablă cutată din oțel. Se vor monta pancarde unde se vor afișa obiectivele și data de începere și de sfârșit a lucrărilor de intervenție, acest lucru va fi asigurat de către firma constructoare.

2. Lucrarile incep prin realizarea unei ridicari topografice a pozitiei constructiei, montandu-se repere geodezice pe perimetru. Acest lucru se poate realiza cu ajutorul unei nivele. Se va marca cota $\pm 0,00$ la nivelul si se va intocmi plansa cu ridicarea topografica care va cuprinde: cota trotuarelor, cota pardoseala parter si subsol etc, plansa care va fi depusa la cartea constructiei; acest lucru este necesar pentru a putea avea un control bun asupra lucrarilor ce urmeaza a fi realizate;
3. Instalatia de incalzire, corpurile de incalzire cat si instalatia electrica din subsol vor fi protejate si pregatite pentru inlocuire. In zonele in care acestea se suprapun cu viiroatele elemente de beton armat se vor remonta in zona imediat apropiata pentru a nu intrerupe alimentarea cu apa calda si caldura cat si decuplarea instalatiilor de canalizare pentru o perioada indelungata;
4. Alimentarea cu energie electrica si de incalzire va fi intrerupta si va fi executata in solutie definitiva prin racord cu legaturi elastice. Pentru lucrare constructorul isi va monta un tablou si un contoar propriu pentru plata consumului de energie.

ETAPA II: Lucrari de sapatura generala:

1. Prima data se vor realiza lucrarile de desfacere pentru prutuarul existent si pentru gardutele metalice din zona unde urmeaza sa se faca sapatura.
2. Sapatura generala cuprinde lucrari necesare executarii cadrului purtator inferior (CPI) impreuna cu cuva de beton armat . Sapatura se va realiza cu utilaje mecanice ce produc vibratii mici (buldoexcavatoare de dimensiuni mici). Se vor efectua lucrari de desfacere a trotualului existent dupa care se va realiza sapatura pana la cota talpii fundatie existente.
3. Se executa la exterior o sapatura taluzata cu panta de 1/1 avand o zona dreapta de latime 0.90 m masurata de la fata exterioara a subsolului si o adancime in functie de cotele terenului sistematizat, pana la cota adancimii de fundare. Pe zona dreapta se va turna un strat de beton de egalizare de 5 cm si o latime de 90 cm.
4. Dupa realizarea sapaturii se va trece la realizarea peretilor si a placii de beton armat ce, va lega peretele de fundatia existenta. Acest ansamblu va reprezenta marginea cuvei de beton armat. Armatura va fi realizata din bare de otel PC52 sub forma de plasa, legate intre ele cu sarma. Prima data se va turna placa de beton armat si apoi peretele cuvei. Se vor introduce carcusele de armatura pentru planca de care sunt prinsi distantieri (min 4 dist/mp) pentru a respecta acoperirile cu beton prevazute in proiect. Se va avea grija ca barele de armatura sa fie fara pete de ulei sau pamant, lucru care ar afecta aderența cu betonul. Fasonarea barelor se va realiza in ateliere specializate, unde controlul calitatii este mult mai bun. La legatura dintre peretele cuvei si placa se va pune un

element se etansare, profil I20 de la SIKa, pentru a realiza impermeabilitatea rostului de turnare.

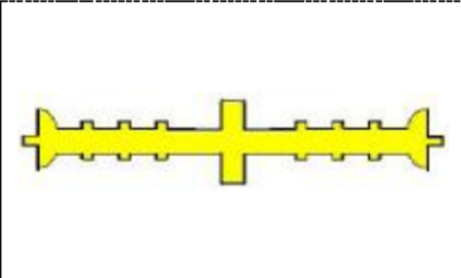
	Construc	I 15/3	15	3	1,00	20	5
		I 15/4	15	4	1,20	20	5
		I 15/5	15	5	1,30	20	5
		I 20/4	20	4	1,60	20	10
		I 20/5	20	5	1,80	20	10
		I 25/5	25	5	2,30	20	15
		I 30/7	30	7	3,10	20	25

Figura 21 Profil I de la SIKa

5. După montarea carcaselor de armatură și a profilului de etanșare, se va trece la turnarea betonului. Peste placă ce urmează să se realizeze se vor monta podine din scânduri de lemn, de pe care muncitorii vor putea să manevreze pompa de beton fără să calce direct pe barele de armatură, astfel schimbându-le poziția sau murdarindu-le. Se va folosi beton de clasă C25/30, transportat în utilaje speciale (autoagitatoare sau automalaxore). Înainte de punerea în oprea a betonului, responsabilul de șantier trebuie să facă o serie de verificări și prelevare de probe:
 - Recepția betonului se va face pe baza bonului de livrare și inspectarea vizuală a acestuia;
 - Prelevarea de probe de beton pentru verificarea caracteristicilor în stare întărită;
 - Dacă betonul nu respectă caracteristicile necesare sau dacă timpul de transport a fost mai mare decât trebuie, responsabilul de șantier este obligat să îl refuze;
 - Se vor uda suprafețele de beton existent cu care betonul proaspăt va lua contact (o dată cu 2-3 ore înainte de turnare și a doua oară cu câteva minute înainte de turnare).
6. Turnarea betonului se va face continuu, în straturi de maxim 50 cm grosime de la o înălțime de maxim 3 m. Se va inspecta vizual dacă toate barele de armatură sunt acoperite. Compactarea acestuia se va realiza cu vibratoare, avându-se cu grijă să nu se atingă barele în timpul acestui proces. Este obligatoriu ca pentru fiecare cantitate nouă de beton turnat să se marcheze pe un plan de turnare etichetele probelor prelevate din cantitatea respectivă.
7. Se va monta cofrajul peretelui de beton armat și se vor corecta eventualele erori de planeitate sau distanțe după verificarea acestuia prin efectuarea de măsurători. Toleranțele admisibile sunt definite în normativul NE 012/2 și sunt de 0.6 mm la 10 m pentru rectilinitate și planeitate și de 3.2 mm la 2 m înălțime pentru

perpendicularitate pe baza structurii. Se va introduce carcasa de armatura prevazuta cu distaintieri si agrafe care sa tina barele pe pozitie in timpul turnarii. La partea superioara a carcasei se va ingloba un profil metalic de tip L100x100x6 pentru a asigura sprijinirea capacului metalic ce urmeaza a fi montat. Turnarea betonului se va face respectand aceleasi reguli ca la placa. Cota superioara a peretelui se va afla la 5 cm deasupra CTN. Decofrarea se va face dupa ce betonul va atinge o rezistenta de minim 2.5 N/mm^2 , acest lucru fiind indeajuns pentru ca elementul sa se sustina singur si sa nu se degradeze la margini in urma unor socuri mecanice. Acesta se poate determina in urma unor calcule sau prin incercari pe probele luate la turnare.

8. Dupa atingerea clasei betonului, se va monta pe fata exterioara a peretelui o membrana hidroizolatoarea care va fi protejata de un strat de polistiren expandat de 5 cm. Se va procede la umplerea cu pamant compactat a partii taluzate a sapaturii. Compactarea se va realiza in straturi succesive de 20 cm. Umplerea se va realiza pana la cota -0.1m fata de CTN. Pe o distanta de 50 cm fata de fata peretelui se va realiza un strat de rupere a capilaritatii de 10 cm grosime, peste care se va pune o folie PVC si se va turna trotuarul din jurul blocului cu o panta spre exterior de 2%. Se armeaza si se toarna trotuarul dupa care se va umple si restul de pamant.

ETAPA III: Realizarea cadrului purtator inferior – CPI:

1. Cadrul purtator inferior (CPI) se compune din:
 - fundatiile existente ale constructiei carora li se vor dubla dimensiunile
 - cuva de beton armat realizata in etapa II
2. Se va marca cu vopsea pe elementele existente dimensiunile CPS si pozitiile golurile unde vor fi introduse masutele metalice. Trasarea se va realiza cu teodolitul si furtunul de nivel.
3. Marirea dimensiunilor fundatiilor se va realiza prin executarea sapaturilor de o parte si de alta a fundatiilor existente. Pentru elementele exterioare sapatura se va realiza in totalitate in interior. Dimensiunile finale ale elementelor trebuie sa fie 70x220 cm, cota de fundare la 60 cm de pardoseala subsolului si 10 cm deasupra pardoselii pentru a preveni ca eventuale scurgeri de apa sa nu ajunga la nivelul izolatorilor.
4. Se executa sapatura pana la baza fundatiei existente (in cazul in care este turnat beton de egalizare, sapatura se va realiza pana la baza stratului de beton de egalizare), se niveleaza. Suprafetele libere ale fundatiei existente se vor prelucra prin cioplire cu dalta si ciocanul pentru a induce cat mai putine vibratii in structura. Prelucrarea se face pentru a realiza o conlcrare cat mai buna intre elementul

existent și cel ce urmează să se toarne. Înainte de montarea armaturii, suprafața se curăță cu jet de aer pentru a înlătura praful. Se toarnă betonul de egalizare (clasa C8/10). Se montează armatura având o acoperire la partea inferioară de 5 cm și așezată pe distanțieri din plastic. Cu 30 min înainte de betonare se vor uda fetele prelucrate. Se toarnă betonul cu pompa, respectând aceleași reguli ca la turnarea plăcii. Betonul de clasă C25/30, XC2, S4 (clasă de tasare >220 mm), ClO₂ (conținut cloruri 0.2%), D_{max}=16mm (dimensiunea maximă a agregatului) va fi bine vibrat. Săpătura se va executa manual pentru a evita eventualele degradări elementelor din subsolul construcției.

ETAPA IV: Realizarea cadrului purtător superior – CPS:

1. Înainte de începerea lucrărilor se vor verifica dacă cotele reale ale construcției corespund cu cele din planurile de execuție: grosime ziduri, conturul etc.
2. Se marchează pe zidul de contur al clădirii poziția golurilor în care se vor monta masutele metalice necesare susținerii suprastructurii pe perioada reabilitării;
3. După trasarea golurilor va fi chemat proiectantul pentru a verifica ordinea spargerilor, dimensiunea golurilor și corespondența acestora cu aceea a masutelor metalice ce se vor monta în cadrul purtător inferior;
4. Poziția golurilor va fi definitivată prin tăierea golurilor cu freză cu disc diamantat pe adâncimea de 15 cm ;
5. Pentru executarea golurilor în perețele de beton armat, se vor folosi dispozitive de tăiere cu disc diamantat și mașini de carotat cu suport de susținere. Suportul este necesar pentru asigurarea operațiunii în plan orizontal, ținând cont materialul din care sunt realizați pereții;
6. Îndepărtarea materialului tăiat, după practicarea golurilor prin carotare, se va realiza cu dalta și ciocanul ;
7. Montarea masutelor în golurile create conform ordinii stabilite în proiect se realizează după pozarea unui strat de mortar de ciment M50, nivelat, la partea inferioară. Se montează apoi un strat de carton asfaltat sau membrana, după care se introduc masutele metalice corespunzătoare grinzii de cadru. Se verifică cotele și orizontalitatea, după care se trece la operațiunea de impanare. Aceasta se realizează cu perechi de pene lungi de 15-20 cm, montate în funcție de lungimea laturii masutei, în 4-5 puncte, dar niciodată mai puțin de trei perechi.
8. După verificarea poziției, cotelor și planeității etc se trece la injectarea spațiului dintre partea superioară a masutei și a elementului tăiat. Pe toate laturile masutei se închide spațiul cu ipsos în amestec cu aracel, montându-se stuturi din plastic pentru injectare pe toate laturile pe o adâncime de 10-15cm. Operația de injectare se face urmărind un sens de umplere al spațiilor libere, până când

materialul injectat iese prin fiecare stut, dupa care acestea se astupa cu dopuri din lemn. Materialul de injectare este constituit dintr-un amestec de lapte de ciment si aracet, cu reteta verificata la laboratorul santierului.

9. Este interzisa operatiunea de spargere a peretilor pentru doua masute alaturate. Intervalul de timp dintre operatiile de spargere a peretilor pentru doua masute alaturate trebuie sa fie de minimum 48 ore. In acest sens se va deschide un registru in care vor fi consemnate pentru fiecare masuta in parte, data la care au fost efectuate operatiunile prevazute precum si persoana care le-a executat.
10. Se vor prelucra suprafete laterale ale elementelor ce urmeaza sa intre in contact cu beton prosapat. Prelucarea prin buceardare cu dalta si ciocanul dupa care se curata cu jet de aer. Pentru a putea turna betonul in cofraje se va catota placa de la parter in zona casei scarii pe interior. La exterior se vor monta palnii. Carotarea se va realiza doar pe o parte si se va carota la acelasi nivel si elementul vertical din subsol pentru a putea turna beton si in zona unde nu este acces pe la partea superioara.

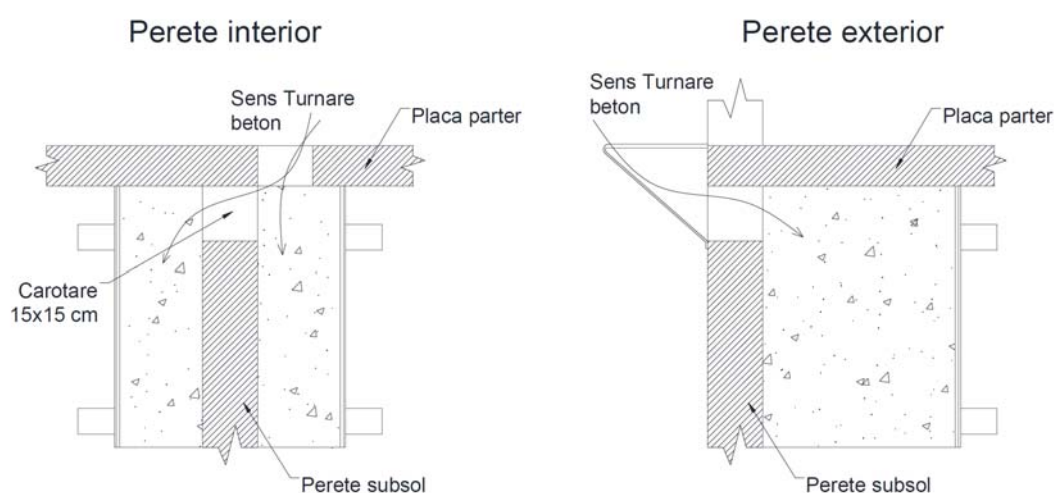


Figura 22 Carotarea elementelor existente

11. Dupa terminarea operatiunilor pregatitoare pe o anumita zona, se poate trece la montarea armaturii de rezistenta, conform planurilor de armare. Se vor incheia procese-verbale de verificare pentru fiecare zona la care au fost terminate lucrarile de armare. Se va acorda importanta deosebita pozitionarii carcaselor de filete necesare prinderii izolatorilor seismici.
12. Operatiunea de cofrare se va executa cu mare atentie, utilizandu-se materiale corespunzatoare pentru a asigura forma si planeitatea elementelor rezultate, evitandu-se deformarile, desprinderile pe timpul betonarii, in conditiile in care

dimensiunile grinzilor componente ale cadrului purtător superior sunt stabilite cu mare precizie. Pentru a avea un control al calitatii cât mai bun se vor folosi cofraje performante (DOKA sau Peri). De asemenea cofrajele se vor unge cu decofrol, pentru a permite ca îndepărtarea acestora să fie ușoară.

13. Turnarea betonului în elementele CPS se va realiza pe conturul exterior prin procedeul de turnare prin palnie. După 24 h palnia se va desface pentru a fi tăiată zona de beton evazată. Betonul va fi bine vibrat cu un dispozitiv tip lance din partea interioară și cu vibratoare pentru cofraje din zona exterioară pentru a evita apariției de goluri de aer din elemente. Turnarea betonului se va executa sub conducerea directă a unor profesioniști cu experiență bogată în munca pe șantier.
14. Se precizează că masutele nu trebuie poziționate în dreptul unui reazem izolator, fapt pentru care se va acorda atenție la poziția de montaj inițială.

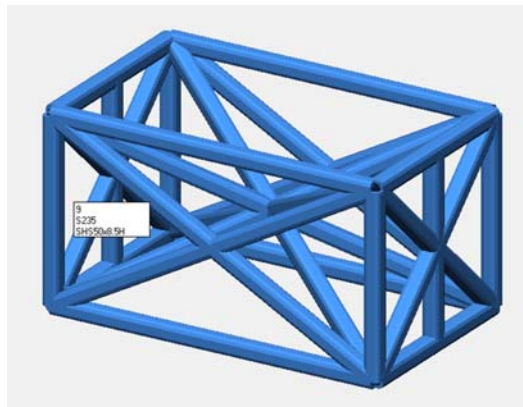


Figura 23 Exemplu de masuta metalica

Dimensiunile unei masute metalice sunt 45x60-100 cm :

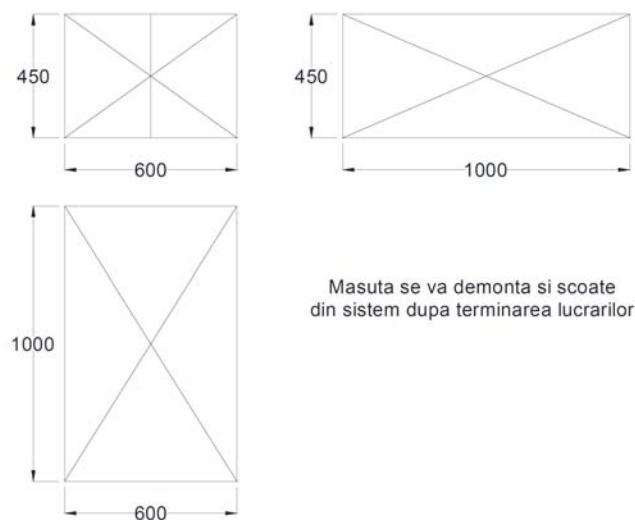


Figura 24 Dimensiuni masuta metalica

15. După trecerea a șapte zile de la turnarea betonului, se vor tăia peretii și elementele din beton armat cu disc și filou diamantat, până la CPS. Succesiunea lucrărilor de tăiere a elementelor de beton armat continuă până în momentul în care a fost eliberată toată suprafața zidurilor de rezemarea pe fundație și obținerea suspendării întregii construcții pe masute.



Figura 25 Aparat cu disc diamantat de tăiat elemente de beton armat

ETAPA V: Montarea reazemelor izolatoare seismice:

1. Înainte de montarea izolatorilor sismici se vor face verificări care să ateste că aceștia corespund specificațiilor cerute de proiectant. Se vor face inspecții vizuale pentru a observa dacă există urme de uzură sau de degradări ce pot apărea în timpul transportului sau a manipularii.
2. Se va marca cu vopsea poziția și numărul pe fiecare izolator în parte cât și poziție în care aceștia urmează să fie așezați. Se va verifica carcasa de filetaj ce a fost înglobată în beton.
3. Se vor monta izolatorii pe rând, începând dintr-un colț al clădirii cu primul și din colțul opus cu al doilea și tot așa până ce vor fi prinși toți în poziții. Prinderea se face cu buloane, care au fost dimensionate astfel încât să reziste la forțele tăietoare ce vor apărea în timpul unei mișcări seismice.

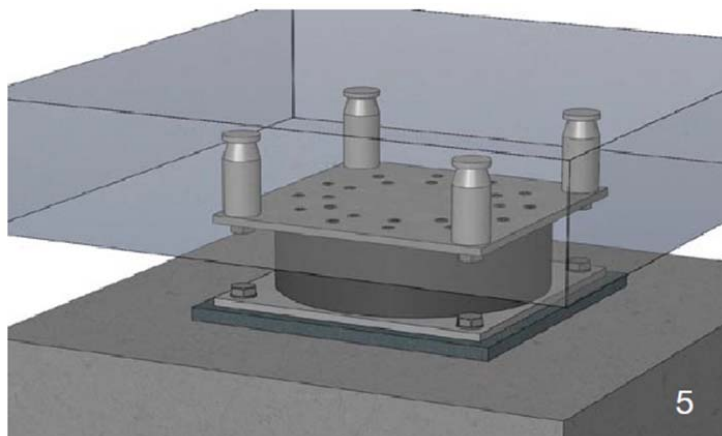


Figura 26 Izolator seismic în poziție finală

4. Dacă există spațiu între fața izolatorului și elementul de susținere, acesta se va umple cu mortar cu contractii împiedicate sau cu rasini epoxidice. Nu se necesită armarea spațiului existent dacă acesta nu are o deschidere mai mare de 15 mm. După uscarea mortarului, suruburile se vor pretensiona până la 50% pentru a împiedica apariția unor eventuale slăbiri datorate deformațiilor elastice.



Figura 27 Mortar de subturnare folosit pentru sisteme de reazeme

5. După ce au fost puși toți izolatorii în poziții se va trece la îndepărtarea masutelor metalice pentru ca structura să se susțină integral pe izolatori. Îndepărtarea masutelor se va realiza în etape diferite. Este strict interzis ca două masute să fie înlăturate în același timp. Diferența de timp de îndepărtare a două masute alăturate trebuie să fie de minim 48 h. În acest sens se va deschide un registru în care vor fi consemnate pentru fiecare masută în parte, data la care au fost efectuate operațiunile prevăzute precum și persoana care le-a executat. Îndepărtarea se va realiza în trei etape.

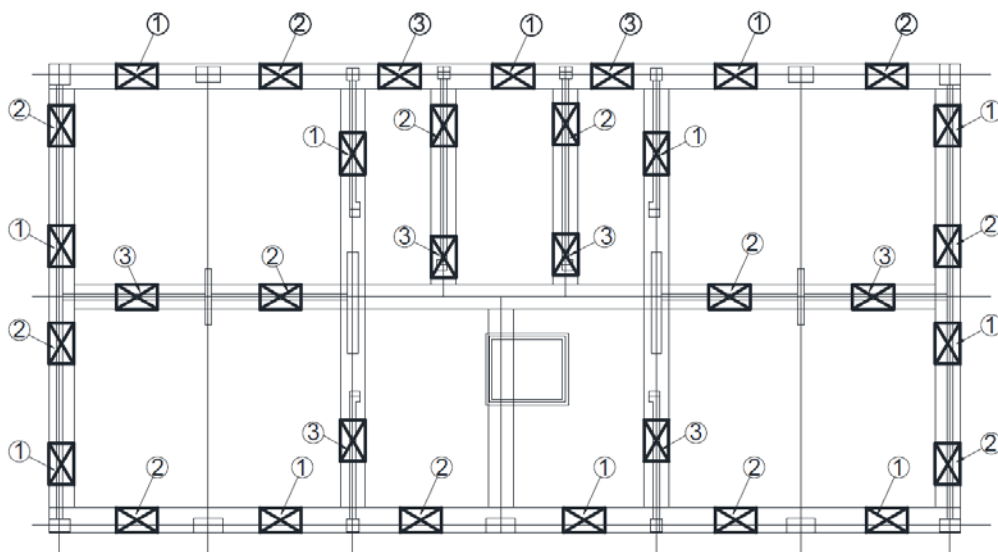


Figure 28 Etapele de îndepărtare a masutelor metalice

Etapa VI: Executarea lucrarilor de finisaje

1. Inainte de inceperea lucrarilor de finisaje, se va curata zona de resturile ramase de la taierea zidurilor de stalpilor din beton armat si se vor transporta la locul de depozitare.
2. Se vor reface prin injectare eventualele degradari ce pot aparea in elemente din beton armat.
3. Se va reface scara de acces subsol. Pentru ca subsolul nu are rol de spatiu de depozitare, acesta nu va mai fi accesibil locatarilor, vizitarea acestuia facandu-se doar cu scopul de a remedia viitoare probleme ce pot aparea la instalatii sau izolatori.
4. Se vor monta racorduri mobile pentru instalatiile de apa calda, apa menajera, canalizare cat si instalatia de gaze. Pentru instalatia electrica se va lasa libera un o zona destul de mare pentru a asigura cerinta de deplasara fara ruperi ale cablurilor. Acestea sunt necesare pentru a evita degradarile ce pot aparea atunci cat survine o miscare seismica.

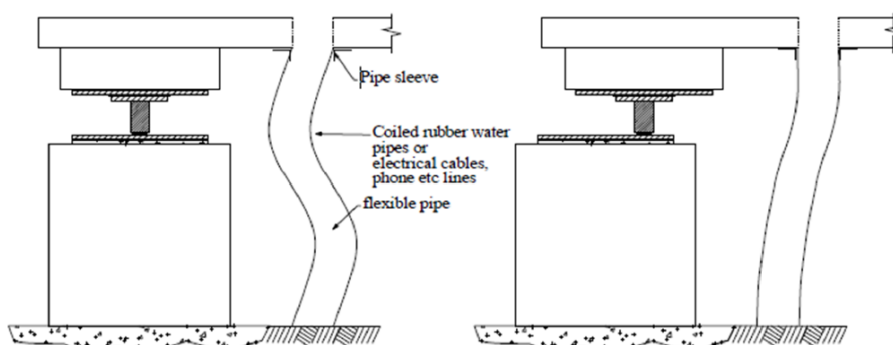


Figura 29 Racord mobil

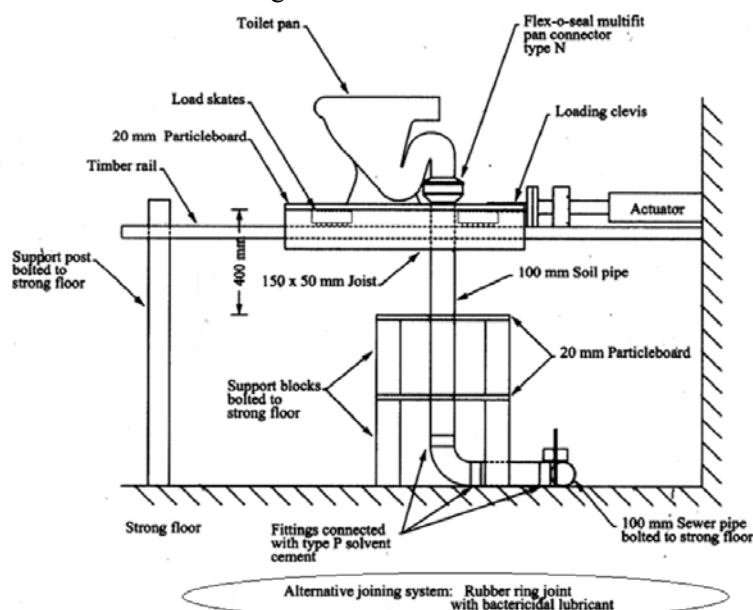


Figura 30 Racord mobil pentru canalizare

5. Se va monta capacul de metal ce va avea rolul de protecție a cuvei de beton. Acesta se va prinde articulat de structura și lăsat liber în celălalt capăt. Prinderea se va realiza cu balamale metalice. Înainte de prinderea elementului de peretii structurii se va da la o parte izolația termică existentă. Capacul se va realiza din bucăți late de maxim 1,00 m. La intersecția cu elementele vecine se vor monta bezi cauciucate acoperite cu tablă pentru a asigura etanșeitatea la apă. Capacul metalic va sprijini în capătul liber pe profil metalic L100x100x6 care va avea sudate pe o latură praznuri pentru a asigura înglobarea în peretele de beton al cuvei, și pe cealaltă parte va avea dispusă o garnitură cauciucată pentru a asigura etanșeitatea legăturii. Balamaua metalică se va fi sudată de capac iar de peretele de beton armat de va prinde cu ancore mecanice.



Figura 31 Balama metalică

6. Se va reface izolația termică și se va vopsi capacul metalic cu vopsea rezistentă la acțiuni mecanice și UV. Izolația termică se va pune pe elementele CPS și pe intradosul plăcii de la parter.

8. Evaluare economică a intervenției

Intervenția de izolare a bazei se va evalua economic pentru a determina dacă este viabilă soluția din punct de vedere financiar sau dacă se va folosi alta metodă de consolidare. Având în vedere faptul că această metodă este relativ recent introdusă în tehnologia de construcții din România, nu au fost realizate norme standard de deviz specifice, astfel lucrările vor trebui adaptate la norme de deviz corespunzătoare altor capitole:

- Indicator de norme de deviz construcții-C
- Indicator de norme de deviz terasamente-TS
- Indicator de norme de deviz reparații construcții-RPC
- Indicator de norme de deviz reparații instalații alimentare cu apă și canalizare-RPA
- Indicator de norme de deviz reparații instalații electrice în construcții-RPE

- Indicator de norme de deviz reparatii instalatii gaze-RPG

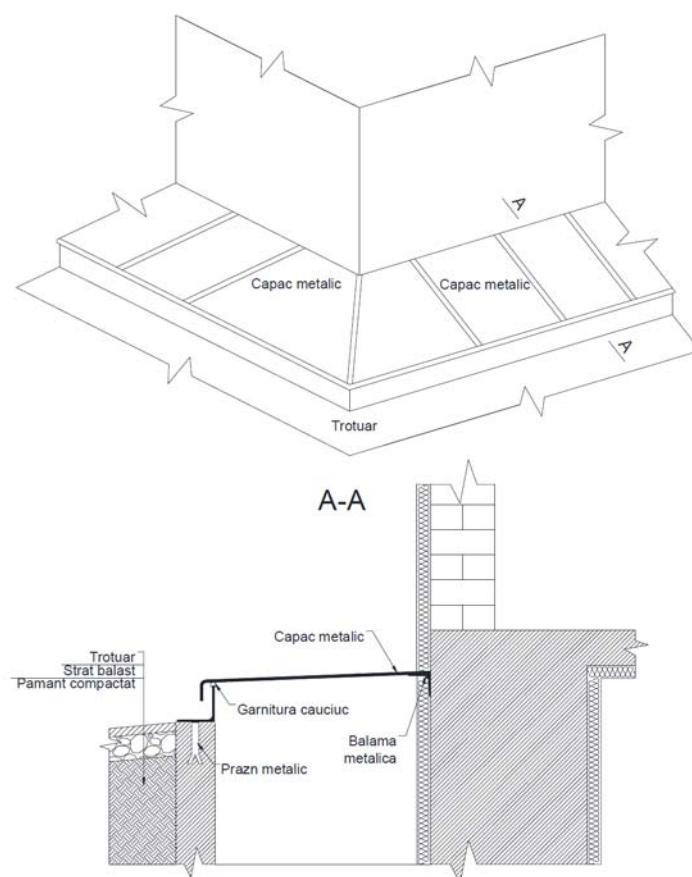


Figura 32 Schema instalare capac metalic

Referințe

- [1] Stoica, D. Modelarea interactiunii teren-structura pentru cladiri – note de curs – UTCB 2013
- [2] Tsai, N.C. (1980). The Role of Radiation Damping in the Impedance Function Approach to Soil – Structure Interaction Analysis, Lawrence Livermore Laboratory, Livermore, California, UCRL-15232.
- [3] Veletsos, A. Younan, A.H. (1994). Dynamic Soil Pressure on Rigid Vertical Walls, Journal of Earthquake Engineering and Soil Dynamics, Vol. 23, Issue 3, pp.275 – 301.
- [4] Veletsos, A., Younan, A.H. (1994). Dynamic Modeling and Response of Soil–Wall Systems, Journal of Geotechnical Engineering, Vol. 120, No.12, December, pp.2155-2179.
- [5] P100-1/2006 - Cod de Proiectare Seismica - Partea I - Prevederi de proiectare pentru cladiri, Bucuresti, 2006

- [6] Anil K. Chopra - Dynamics of Structures - Theory and Applications to Earthquake Engineering, New Jersey, 1995
- [7] Cristian Ghindea, Nicolai Topa - Studiu de Caz Asupra unor Structuri cu Baza Izolata, 2007
- [8] Ahmed Elgamal, Michael Fraser - Seismic Isolation & Energy Dissipation Systems, 2004
- [9] Trevor H. Kelly - Base Isolation of Structures, Design Guidelines, 2001
- [10] Satish Nagarajaiah, Andrei M. Reinhorn, Michalakis C. Constantinou - Nonlinear Dynamic Analysis of 3D Base-Isolated Systems, 1991
- [11] A.B.M. Saiful Islam, Mohammed Jameel, Mohd Zamin Jumaat - Seismic Isolation in Buildings to be a Practical Reality: Behavior of Structure and Installation Tehnique, 2011
- [12] Michael D. Symans - Seismic Protective Systems, Seismic Isolation
- [13] M. Ala Saadeghvaziri, Maria Q. Feng - Experimental and Analytical Study of Base-Isolation for Electric Power Equipment
- [14] Wang Yen-Po - Fundamentals of Seismic Base Isolation, Taiwan
- [15] Sajal Kanti Deb - Seismic Base Isolation - An overview, India, 2004
- [16] Farzad Naeim, James M. Kelly - Design of Seismic Isolated Structures, From Theory to Practic, 1999
- [17] Tunde Tokes - Studiu comparativ la clădirile cu pereți din beton armat folosind principiul izolării bazei în proiectarea seismică din România – 2013 – Disertatie
- [18] Andreea Toader - Studiu comparativ la clădirile cu cadre din beton armat folosind principiul izolării bazei în proiectarea seismică din România – 2013 – Disertatie
- [19] “Dinamic of structures” – R.W.Clough, J. Prezien (1993)
- [20] D. Cretu; E. Tulei; C. Ghindea; R. Cruciat - Eficienta dispozitivelor pasive de control la reabilitarea seismică a unei cladiri din Bucuresti
- [21] STUDIUL UNOR METODE DE ATENUARE A ACTIUNII SEISMICE ASUPRA CONSTRUCTIILOR - C. Ghindea – Teza de doctorat – UTCB 2008
- [22] P100-3:2008 Cod de evaluare și proiectare a lucrărilor de consolidare la clădiri existente, vulnerabile seismic
- [23] P100-1:2013 Prevederi de proiectare pentru clădiri
- [24] SR EN 1993-1-1 Eurocod 3: Proiectarea structurilor de oțel. Partea 1-1: Reguli generale și reguli pentru clădiri
- [25] ASCE. (2005). ASCE 7: Minimum design loads for buildings and other structures. American Society of Civil Engineers.
- [26] CR0-2005. (2005). Cod de proiectare. Bazele proiectării structurilor in construcți.
- [27] CSI. (fără an). ETABS Nonlinear V 9.7.4-User manual.
- [28] Elingwood, B., & Dusenberry, D. (2005). Building Design for abnormal loads and progressive collapse. Computer Aided Civil and Infrastructure Engineering.
- [29] EN 1990. Eurocode 0 - EN 1990: Basis of structural design. (2002).
- [30] Europe, S. S. (fără an). Design check of BRBF system according to Eurocode 8: Use of pushover analysis.

Rheological and Physic-mechanical study of metallurgical cements based on Nano-silica combined with blast furnace slag

Studiul reologic și fizico-mecanic al cimenturilor metalurgice pe bază de nano-silice combinate cu zgură de furnal

Khaled Bouali¹, Hakim Daoui¹ Mohammed, Saidi¹ and Brahim Safi^{1,*}

¹Research Unit: Materials, Processes and Environment (UR-MPE), University M'hamed Bougara of Boumerdes, 35000-Boumerdes, Algeria

E-mail: k.bouali@univ-boumerdes.dz, a.daoui@univ-boumerdes.dz, mo.saidi@univ-boumerdes.dz, safi_b73@univ-boumerdes.dz

Corresponding authors; Email: safi_b73@univ-boumerdes.dz

DOI:10.37789/rjce.2020.11.2.2

Rezumat. Această lucrare tratează comportamentul reologic și mecanic al cimenturilor metalurgice bazate pe nano-silice (NS) combinate cu zgură de furnal (GBFS). Un studiu experimental a fost realizat cu un raport constant de apă / liant (A / L) de 0,5 utilizat pentru toate mortarele studiate. Pentru a utiliza maximul GBFS și a scădea consumul de ciment, diferitele conținuturi (36% și 66% .wt) GBFS și 3% .wt de NS au fost alese și adăugate la Portland Cement (PC). Au fost efectuate teste reologice pe paste cimentate și au fost efectuate teste mecanice pe mortare elaborate cu ciment metalurgic studiat. Rezultatele obținute arată că pastele de ciment cu 3% NS fără GBFS au fost cele mai puțin vâscoase și au un efort de forfecare mai scăzut, cu o workabilitate acceptabilă în comparație cu alte paste de ciment. Cu toate acestea, în prezența GBFS, pastele de ciment devin mai vâscoase, ceea ce face ca debitul să fie mai dificil, cu o forță de forfecare mai mare la debit. De asemenea, rezultatele au arătat, în comparație cu mortarele de control GBFS, că incorporarea unei mici cantități de NS în ciment în prezența GBFS crește în mod remarcabil rezistența la compresiune la 28 și 90 de zile. Incorporarea a 3% în greutate NS în pastele de ciment cu un conținut de GBFS de 36% și 66% în greutate a dat valori ale rezistenței la compresie de foarte mare 90 zile (71,70 și 56,30 MPa). NS și LHF pot reduce în mod remarcabil porozitatea matricei de ciment și cresc densitatea acestuia, ceea ce explică de asemenea rezistența ridicată la rezistența la compresiune.

Cuvinte cheie: mortar de ciment, nano-silice, zgura de furnal, fluiditate, reologie și rezistență mecanică

Abstract. this work deals the rheological and mechanical behavior of metallurgical cements based on nano-silica (NS) combined with blast furnace slag (GBFS). An experimental study was conducted with constant water-to-binder ratio (W / B) of 0.5 used

for all studied mortars. In order to use the max of GBFS and decrease the consumption of cement, the different contents (36% and 66%.wt) of GBFS and 3%.wt of NS were chosen and added to Portland Cement (PC). Rheological tests were conducted on cementitious pastes and mechanical tests were carried on mortars elaborated with metallurgical cement studied. Obtained results show that that cementitious pastes with 3% NS without GBFS were the least viscous and have a lower shear stress with acceptable workability compared to other cement pastes. However, in the presence GBFS the cement pastes become more viscous which makes the flow more difficult with higher shear stress at the flow. Also, the results showed in comparison with the GBFS control mortars that the incorporation of a small amount of NS in the cement in the presence of GBFS remarkably increases the compressive strength at 28 and 90 days. Incorporation of 3% wt NS in cement pastes with a 36% and 66% wt GBFS content gave respectively very high 90 day compressive strength values (71.70 and 56.30 MPa). NS and LHF can remarkably reduce the porosity of the cement matrix, and increase the density of the latter, which also explains the high resistance of the compressive strength.

Key words: Materii prime locale, nisip de dune, fibre de înaltă performanță (UHPFC), performanță mecanică și rezistență la compresune

1. Introduction

The Granulated Blast Furnace Slag (GBFS) is often used as cement additives in concrete construction seen the cost benefit and environmental protection. In addition, the pozzolanic effect and physical effect of the GBFS grains can also improve the workability, strength and durability of concrete [1-4]. In recent years, several studies have shown that the use of Nano-Silica (NS) in cement based materials can remarkably improve the properties in the solid state. Research by Land et al. [5] has shown that when the NS combines with C₃S, CSH nuclei described by Thomas et al. [6] are formed on the silica surface by premature pozzolanic reaction to accelerate the process of hydration of the C₃S. Jo et al. [7] found that the adding of 3%wt NS may develop resistance mortar. The research Nazari et al. [8-10] showed that NS can reduce the porosity of the concrete block by filling the gaps, improving the pore structure of hardened concrete. Results of Ji et al. [11] confirms that NS may promote the impermeability and resistance to freeze-thaw cycle of the concrete by improving the internal structure of pores. Thus, the role of NS can be summarized below [11]: confirms that NS may promote the impermeability and resistance to freeze-thaw cycle of the concrete by improving the internal structure of pores. Thus, the role of NS can be summarized below: [11] confirms that NS may promote the impermeability and resistance to freeze-thaw cycle of the concrete by improving the internal structure of pores. Thus, the role of NS can be summarized below:

- NS does not play the role of fillers, but also catalyst pozzolanic reaction [12].
- NS act as a nucleation site for the germs of CSH which accelerates the hydration of cement [5].
- The NS accelerate the hydration of C₃S and crystal formation portlandite and homogeneous groups of HSCs. [5]

Zhang et al. [13, 14] found that the use of NS reduces the gel time and increases the concrete strength early age in the presence of large amounts of GBFS. But regarding the interaction between NS and the latter, they have not given a clear explanation. Recently, the effect of adding nano-particles SiO_2 and Al_2O_3 on the mechanical, physical and structural properties of cement pastes was studied by E. Tsampali et al. [15]. using CEMI 52,5, nano-particles of SiO_2 and Al_2O_3 were added in 1.5% and 3%wt of cement and the produced samples were tested after 7, 28, 90 and 120 days of curing. Authors have observed a positive effect, in terms of structural properties, of nano-particle admixture in cementitious systems. They also found that the addition of nano-particles influence the workability of the composites and contributes to the formation of crystallization nuclei, which in turn enhance the durability of the material. It was noted that high concentration of nano Al_2O_3 in the admixture, results in improvement of mechanical properties. It was also found that combined effect of NS with other mineral additions can have a positive effect on properties of cement mortars or concretes. Indeed, a recent study has been conducted on effect of NS on the properties of cement when in conjugation with other supplementary cementitious materials. In this work, authors have deals with the changes in characteristic properties of cement and cement-based materials upon incorporation of NS [16]. According to the literature report [5,12,17], we can deduce that NS and GBFS can regularize the microstructure and properties of cement materials by maximizing the synergistic effect of filling, nucleating and activity effect between them, therefore, a considerable increase in performance of cementitious materials.

This paper presents an experimental study on the physical and mechanical behavior of metallurgical cements based on GBFS in the presence of NS. Rheological tests were carried out cementitious pastes elaborated with GBFS combined with NS. After, cement mortars were elaborated with adequate binder based on GBFS and NS from which we have selected well-defined percentages of GBFS (36% and 66%wt) to be in CEMIII/A and CEMIII/B respectively, in order to evaluate mechanical strength at 3, 28 and 90 days. All variants have been studied in several curing ages to allow a better comparison.

2. Experimental Program

2.1. Raw materials

An artificial Portland cement (CEMI) prepared based on the clinker used for cement production (Algerian Cement). A Ground-Granulated Blast Furnace Slag (GBFS) obtained from El-Hadjar complex with a fineness of 500 m^2/kg , was used in this study. A Nano-Silica dioxide (NS) with a very high fineness of 200 000 m^2/kg has been used at this work. The chemical compositions and physical properties of cementitious materials are given in the table 1. Microscopic structure of GBFS and NS by Scanning Electron Microscopy (SEM) is also shown in Fig. 1 and Fig. 2,

respectively. Standardized sand (CEN EN 196-1) was used to make the mixtures mortars. In order to facilitate the work, it was opted a high superplasticizer (SIKA type), as a water reducer usually used for mix concrete.

Table 1: chemical compositions and physical properties of cementitious materials

Component/Property	CEMI	GBFS	NS
CaO	64.77	38.95	----
SiO ₂	21.24	36.52	>99.8*
Al ₂ O ₃	4.84	9.09	----
Fe ₂ O ₃	3.73	3.37	----
MgO	1.90	3.90	----
SO ₃	2.11	0.33	----
K ₂ O	0.84	0.29	----
Na ₂ O	0.22	0.80	----
P ₂ O ₅	----	0.03	----
TiO ₂	----	0.31	----
PAF	0.91	6.40	----
SSB (m ² /kg)	400	500	200 000*
R _{C28j}	56.95	----	----

* Values mentioned on the technical data sheet.

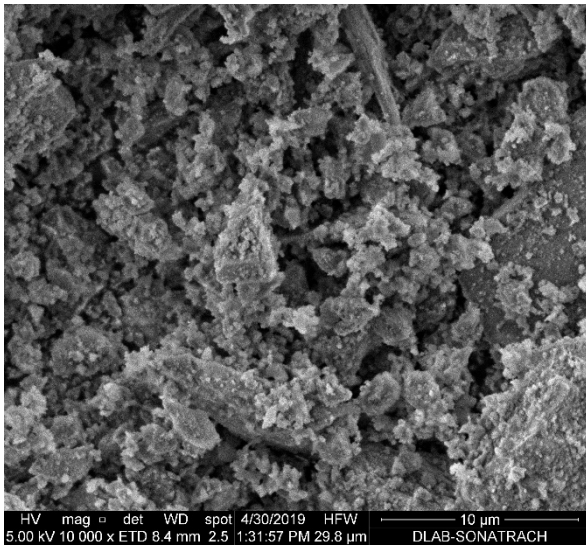


Figure 1. SEM Image of GBFS

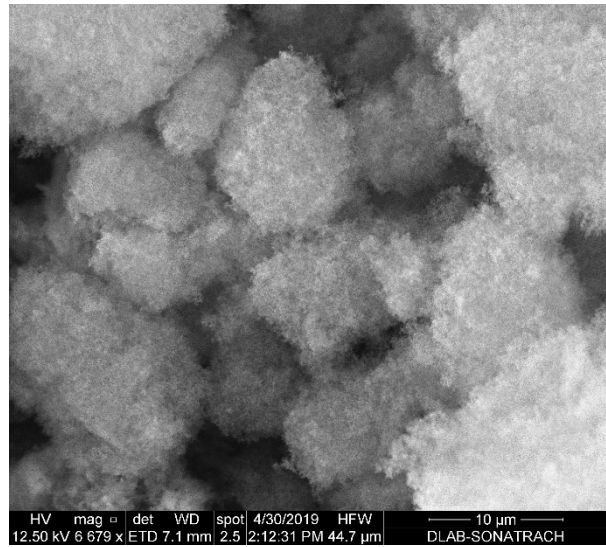


Figure 2. SEM Image of NS

2.2. Mixtures of cement pastes and mortars

The study was divided into two parts. The experimental study was conducted on two parts. In first, the work involves studying the effect of NS on the rheological behavior of GFBS based cement pastes. For this, the work was done on two series of pastes (with and without NS adding) in GFBS presence. These are identified in Table 2 by detailing the different mixing ratios for each sample. Water to binder ratio ($w/b=0.5$) was chosen and kept constant in this work. In second work part, study was conducted on the cement mortars while studying the effect of NS in presence of GFBS on the development of the mechanical strength of cement mortars; namely

compressive and flexural strength. The Control Mortar (CM) was prepared according to the European standard EN 196-1 [18]. After, other mortars were made by varying the dosages of GBFS and NS. NS is fixed at 3%wt with different amounts (36% and 66%wt) of GBFS were added to cement in order to promote synergistic effect between NS and GBFS. In this part also w/b was kept constant. Table 3 give all mortar mixtures studied.

Table 2: Mortars identification made from GBFS and NS.

IDF	CEMI/g	GBFS/g	NS/g	Sand/g	Superplasticizer/%
M	450	0	0	1350	0
L36	288	162	0	1350	0
L66	153	297	0	1350	0
MNS	436.5	0	13.5	1350	2
L36NS	274.5	162	13.5	1350	2
L66NS	139.5	297	13.5	1350	2

M: Control mortar; MNS: Control mortar with NS

L36 and L66: Mortar with 36 and 66%wt of GBFS, respectively.

L36NS and L66NS: Mortar with 36 and 66%wt of GBFS, respectively combined with NS.

2.3. Test methods

Rheological study: In order to establish a rheological study, an AR2000-rheometer from TA Instruments with the rotor valve geometry, was used Fig. 3. All rheological measurements were performed according to the chosen protocol which is applied on series of cementitious pastes samples for two studies cases (with and without NS). The tests were carried out at t_0 (pre-shear with 350 S-1 for all samples during the 60 seconds after mixing) and under laboratory conditions ($T = 20 \pm 1$ °C). The test was carried out at an imposed shear rate (the imposed shear rate is approximately 500 S-1). The rheological test protocol adopted has been chosen according to the bibliographic resource which is recommended to apply a pre-shear on the cement paste to obtain reproducible rheological measurements. Some authors have also confirmed the dependence between the shear stress and the fluidity of cementitious pastes.

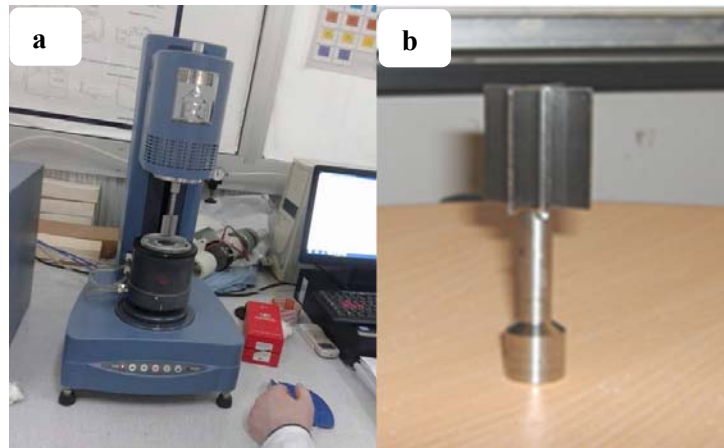


Figure 3. Rheological tests; (a) AR2000-Rheometer (b) Geometry valve rotor

Mechanical Strength: After mixing, for each mixture, specimens of 4×4×16 cm were prepared for in accordance with ASTM specification. The test specimens were unmolded after 24 h and then cured in water. The compressive strengths of cement mortar specimens were tested at 3 and 28 days of curing times by using a uniaxial hydraulic compression machine under a load control rate of 0.20 MPa/s. Three-point bending tests were carried out on prismatic samples according to ASTM C348 [19]. Half samples were subjected to compressive stress by using a hydraulic press with a capacity of 3000 KN according to ASTM C349 [19].

3. Results and Discussion

3.1. Rheological study of cement pastes

a) GBFS effect on rheology of pastes

The rheograms of Fig. 4 and Fig. 5, respectively represent the shear stress evolution and plastic viscosity of the cement pastes based on GBFS (0, 36 and 66%wt). Clearly, from these results, the presence of the GBFS has significantly increased shear stress and plastic viscosity of cement pastes compared to the control dough without GBFS, a 38% increase of the shear stress was recorded. This increase also followed by an increase in viscosity making them any more viscous cement pastes. This is explained by the nature and activity of the GBFS which often increase the viscosity pastes.

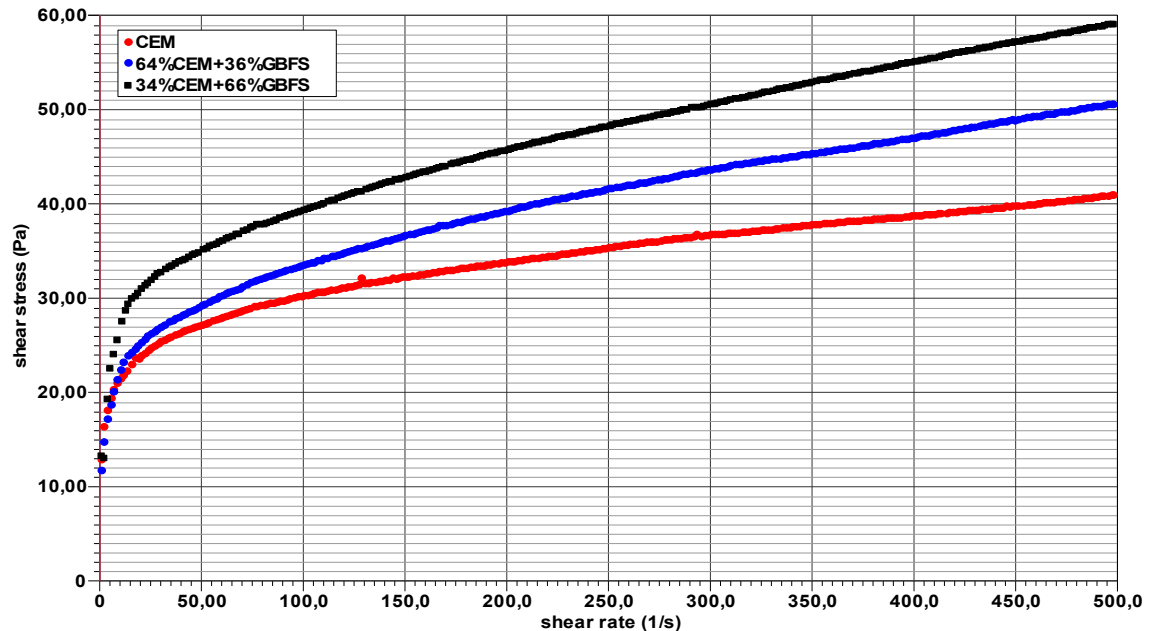


Figure 4 Shear stress evolutions of cement pastes based on GBFS

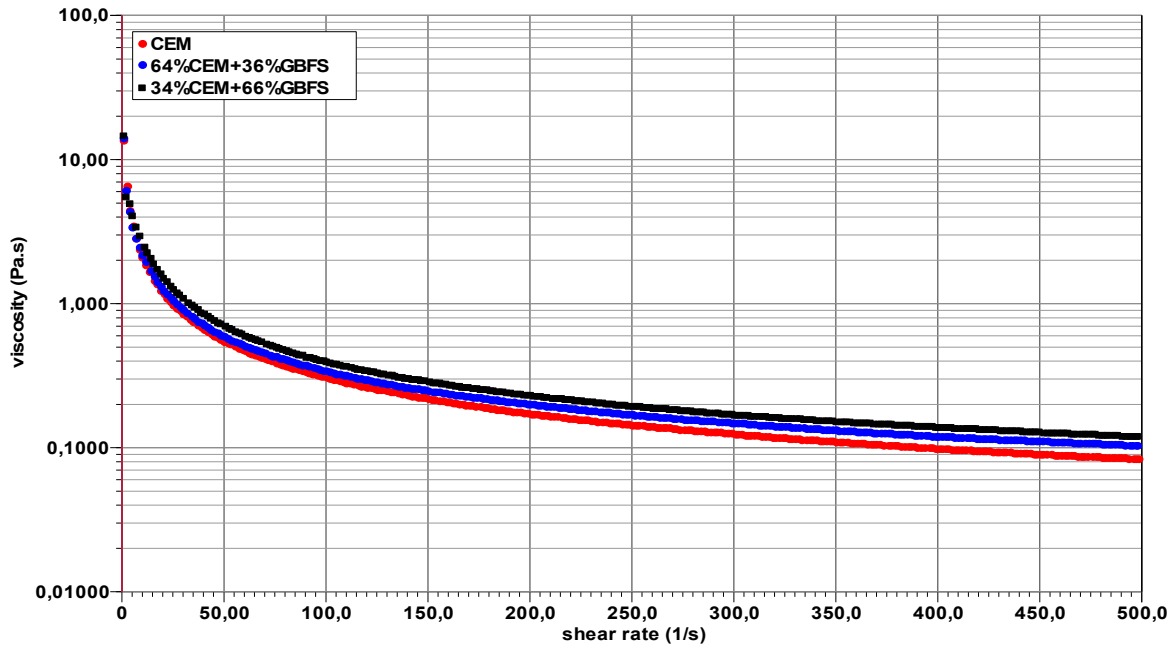


Figure 5 viscosity variations of cement pastes based on GBFS

b) Combined effect of GBFS and NS on the rheology of pastes

The Fig.6 and Fig. 7 represent the shear stress evolution and plastic viscosity of the cement pastes based on 0, 36 and 66%wt of GBFS in presence of 3%wt of NS. It is noteworthy that the cement pastes with 3%wt without GBFS NS are less viscous and have a lower shear stress with acceptable maneuverability compared to other pastes. However, in the presence of GBFS pastes become more viscous making it difficult to flow with a shear stress to flow more important. Note that these pastes contain 1 to 2% superplasticizer. Based on these results, clearly we can see the effect provided by GBFS combined with NS and in particular the presence of NS to significant GBFS test.

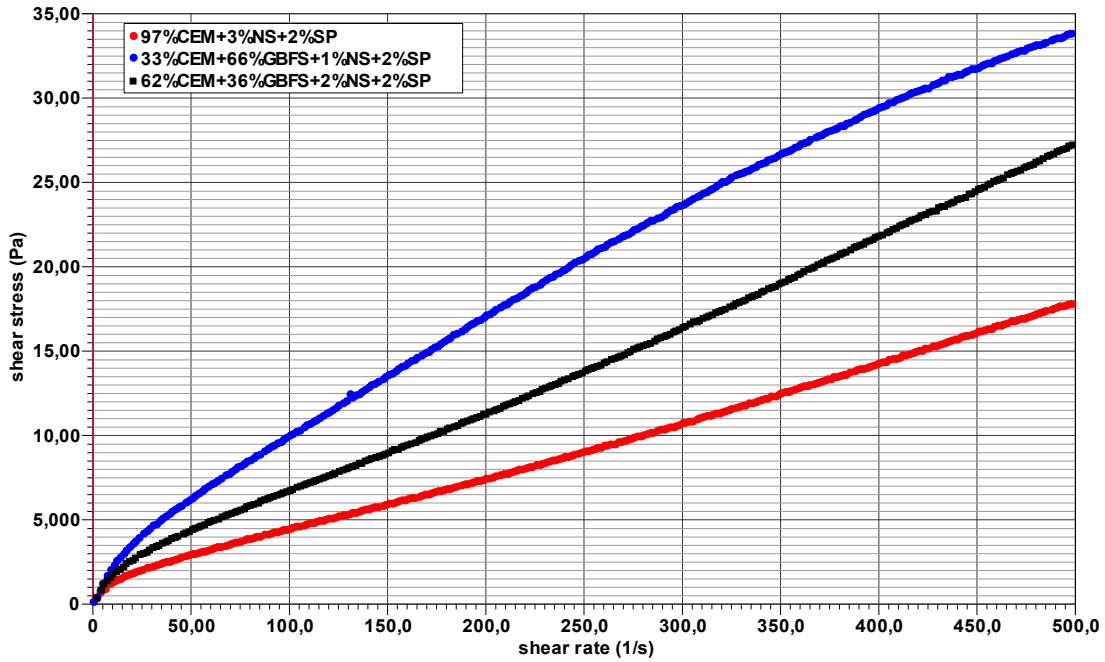


Figure 6 Shear stress evolutions of Cement pastes based on GBFS combined with NS

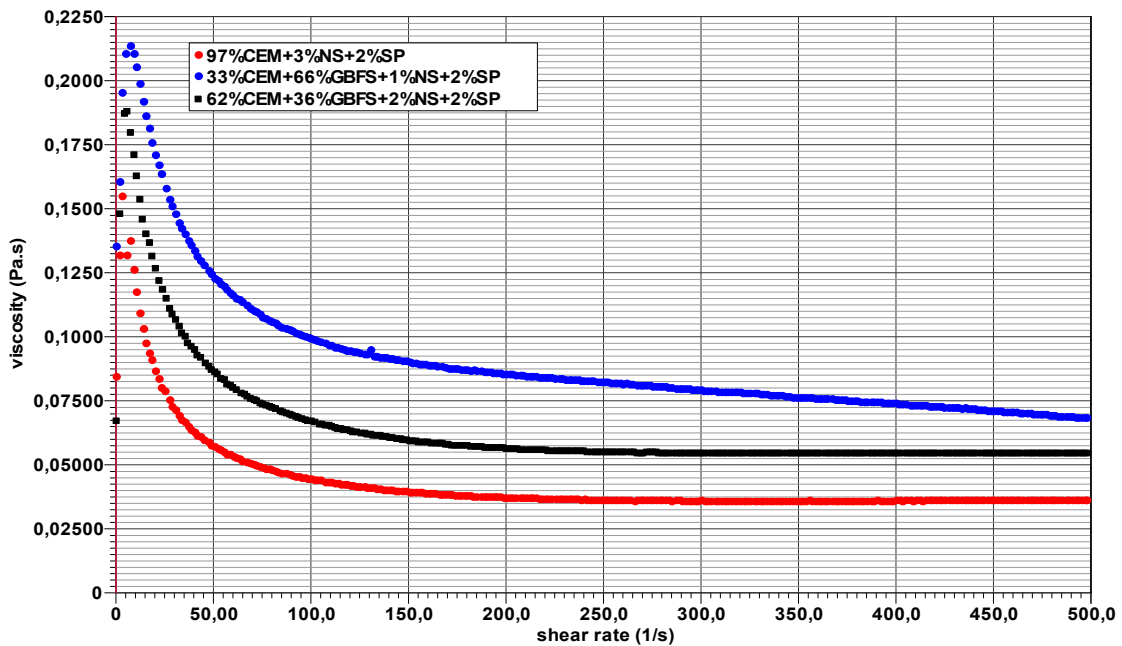


Figure 7 Viscosity variations of Cement pastes viscosity based on GBFS combined with NS

c) Rheological behavior of cement pastes

Using rheometer software, we could identify the rheological behavior of cement pastes calibration of existing models in the software as shown in Fig. 8 and Fig. 9. Based on the results, all the pastes has a similar behavior with Herschel-Bulkley model described by equation (1), which is shaped in bibliographic resources [21, 22 and 23]. The rheograms of cement pastes show the evolution of the shear stress versus shear

Rheological and Physic-mechanical study of metallurgical cements based on Nano-silica combined with blast furnace slag rate. It is clear from these figures that the rheological behavior of pastes follows the Herschel-Bulkley model described by the following equation (1):

$$\tau = \tau_0 + K \cdot \dot{\gamma}^n \quad (1)$$

τ_0 : Yield stress;

K: Consistency;

n: Flow index.

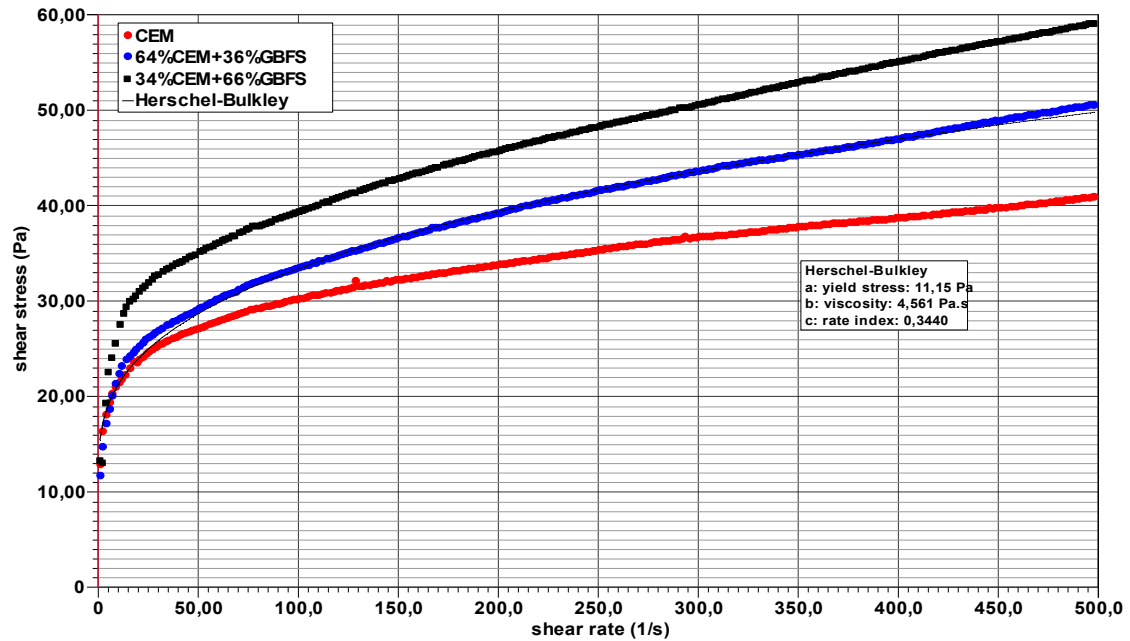


Figure 8 Rheological behavior of cementitious pastes based on GBFS

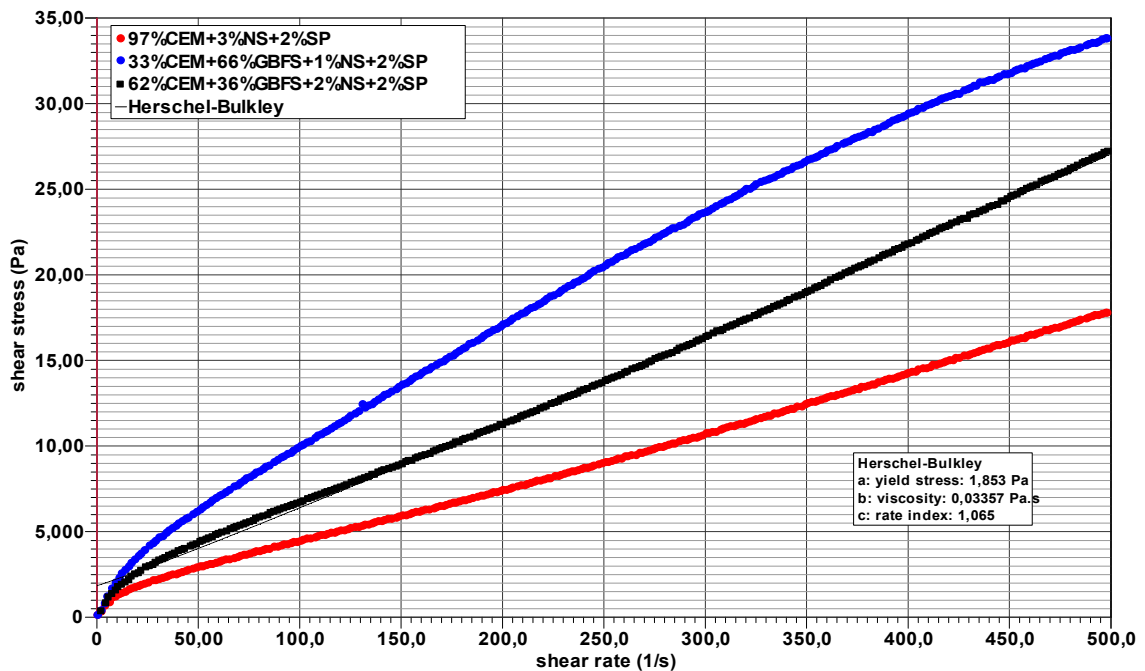


Figure 9 Rheological behavior of cementitious pastes based on GBFS combined with NS

3.2. Development of flexural and compression strength

The development of mechanical bending resistance and compression of different mortars at 3, 28 and 90 days is presented in Fig. 10 and Fig. 11, respectively. These results are detailed in Table 3 and Table 4.

Table 3: Résultats de mechanical flexural strengths of various mortars (MPa)

IDF	3d	28d	90d
M	6.10	7.47	7.81
L36	5.43	8.37	8.86
L66	1.69	8.70	8.42
MNS	5.98	7.92	7.95
L36NS	5.28	7.92	8.46
L66NS	1.89	4.40	6.27

Table 4: Résultats de mechanical compressive strengths of various mortars (MPa)

IDF	3d	28d	90d
M	30.08	56.95	66.65
L36	18.32	52.33	64.43
L66	4.86	41.33	59.35
MNS	38.59	70.05	75.95
L36NS	24.12	62.45	71.70
L66NS	6.50	44.88	56.30

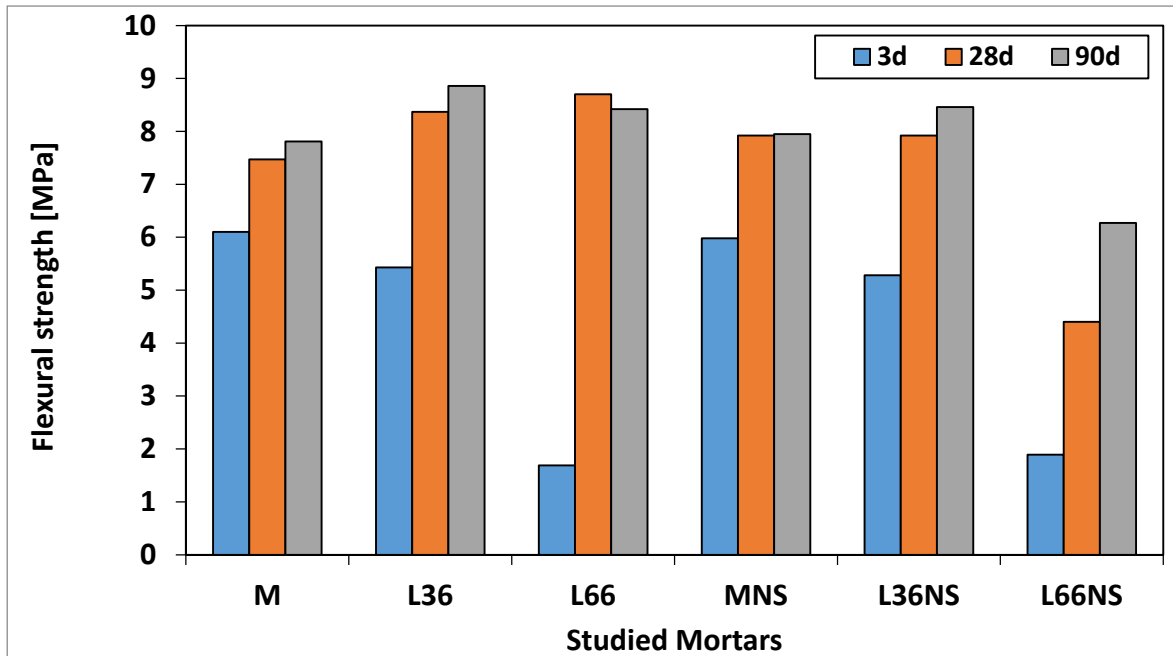


Figure 10 Flexural strengths development of studied mortars

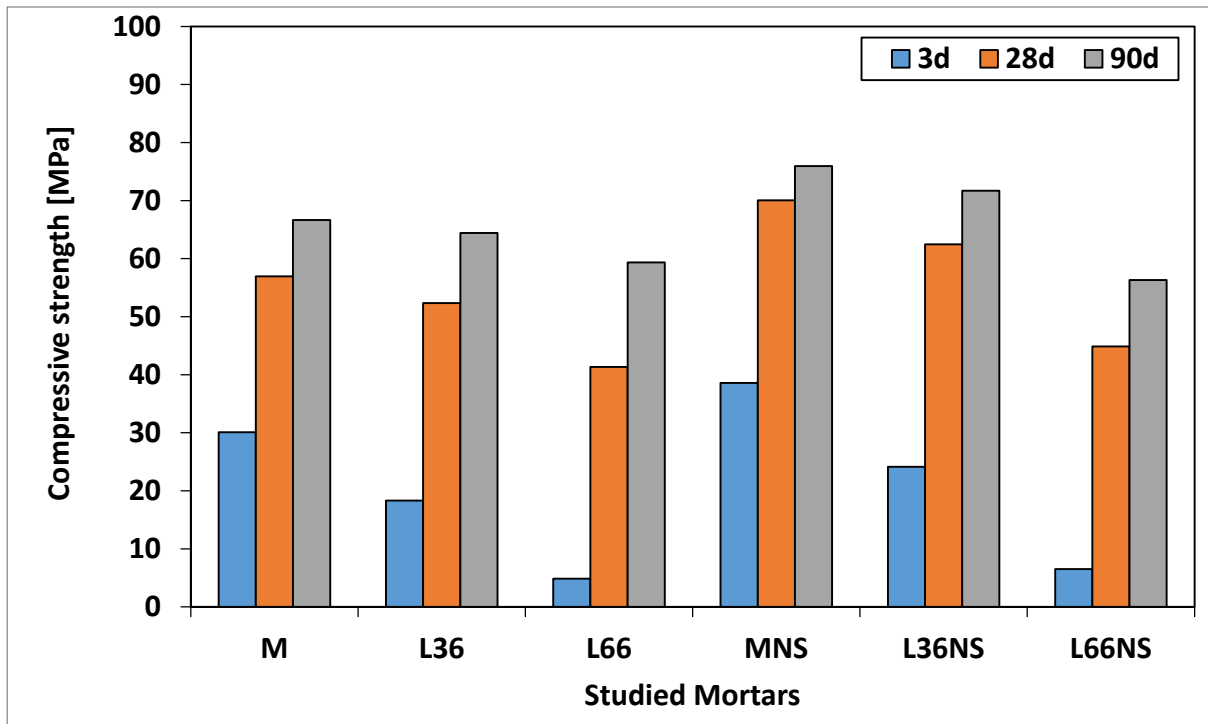


Figure 11 Compressive strengths development of studied mortars

Based on the research of Liu et al. [17, 24] it is able to choose the percentages (36 and 66%wt) when it gave valuate results with 30% and 40%wt of GBFS in that study.

Table 4 shows the different results obtained in the crash of the different pieces, it is clearly see the development of mechanical strength over time. The value obtained by adding 66%wt of GBFS in presence of NS gave an acceptable value of 44.88 MPa at 28 days. The latter can qualify the cement to be used as CEMIII/B 42.5 R.

It is apparent in Table 5 that the gradual addition of GBFS (36% and 66%wt) penalizes mortars in terms of mechanical resistance to compression especially young age, on the other hand, the incorporation of the latter with same dosages in the presence of 3%wt of NS gave better result translated into a gain in mechanical compressive strength of 9.66% and 7.58% respectively at 28 and 90 days for the L36NS mortar.

Table 6 gives the contributions of NS in the presence of GBFS in various mortars. Increased values of compressive strengths were recorded particularly those in 3 days with high percentages 28.29%, 31.66% and 33.74%, respectively for mortars TMNS, L36NS and L66NS nevertheless one of 5.14% regression was observed in 90 days mortar L66NS hence dysfunctional behavior between NS and GBFS.

The figure 12 gives the strength gains provided by the combinet effect of NS and GFBS. It is clear that the effect of NS is significant in the short-term especially its effect in the presence of GFBS. Indeed, there has been a marked improvement in the compressive strength of nanosilica-based mortars in GFBS presence compared to those without GFBS. This improvement in the compressive strength is in order of 30%. However at long-term, the NS has reduced the strength of mortars especially those with a higher dosage of GFBS [5, 12, 16]. This may be due to the large surface area of the nanosilica that causes the need for water and also the competition of nanosilica and GFBS to consume $\text{Ca}(\text{OH})_2$ [12, 16].

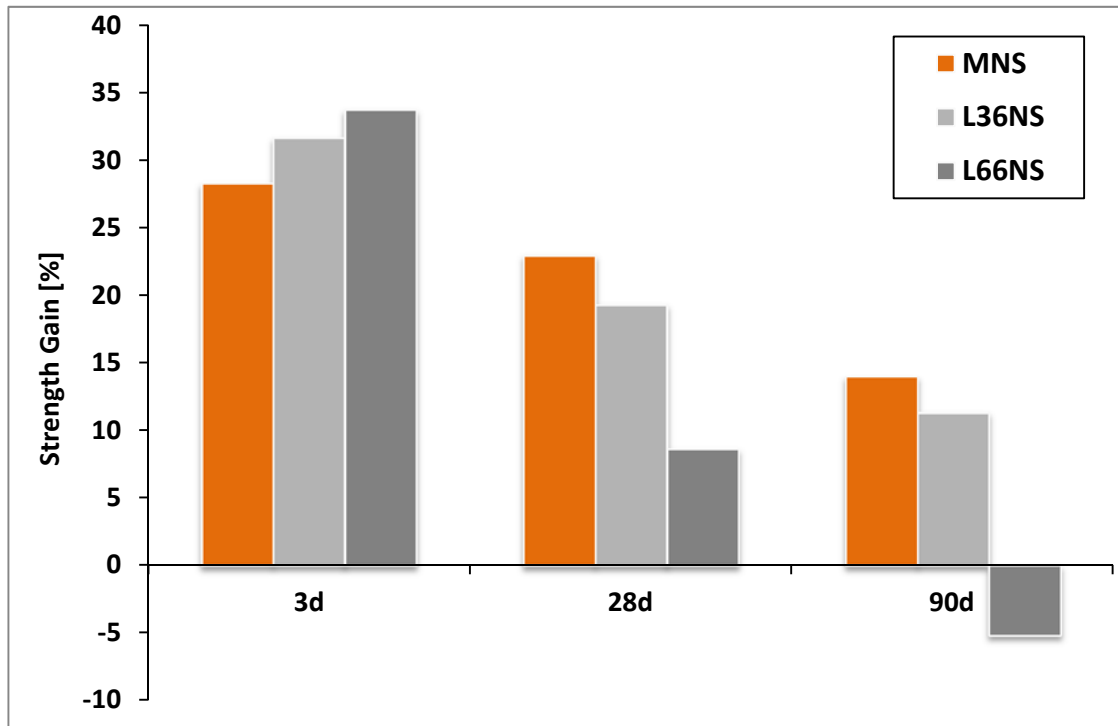


Figure 12 Strength gains of GGBS-NS based mortar relative to control mortar

In order to estimate well the combined effect of GGBS and NS, Figure 13 presents the normalized compressive strength of mortars reported compared to mortars with only NS. It should be noted that GFBS and NS-based mortars have the same appearance of developing strength to NS-based mortars. However, higher content of GFBS and NS have caused significant reductions in mortar strength. Beyond 90 days of curing, the reduction is greater for higher grade cement mortars from GFBS and NS.

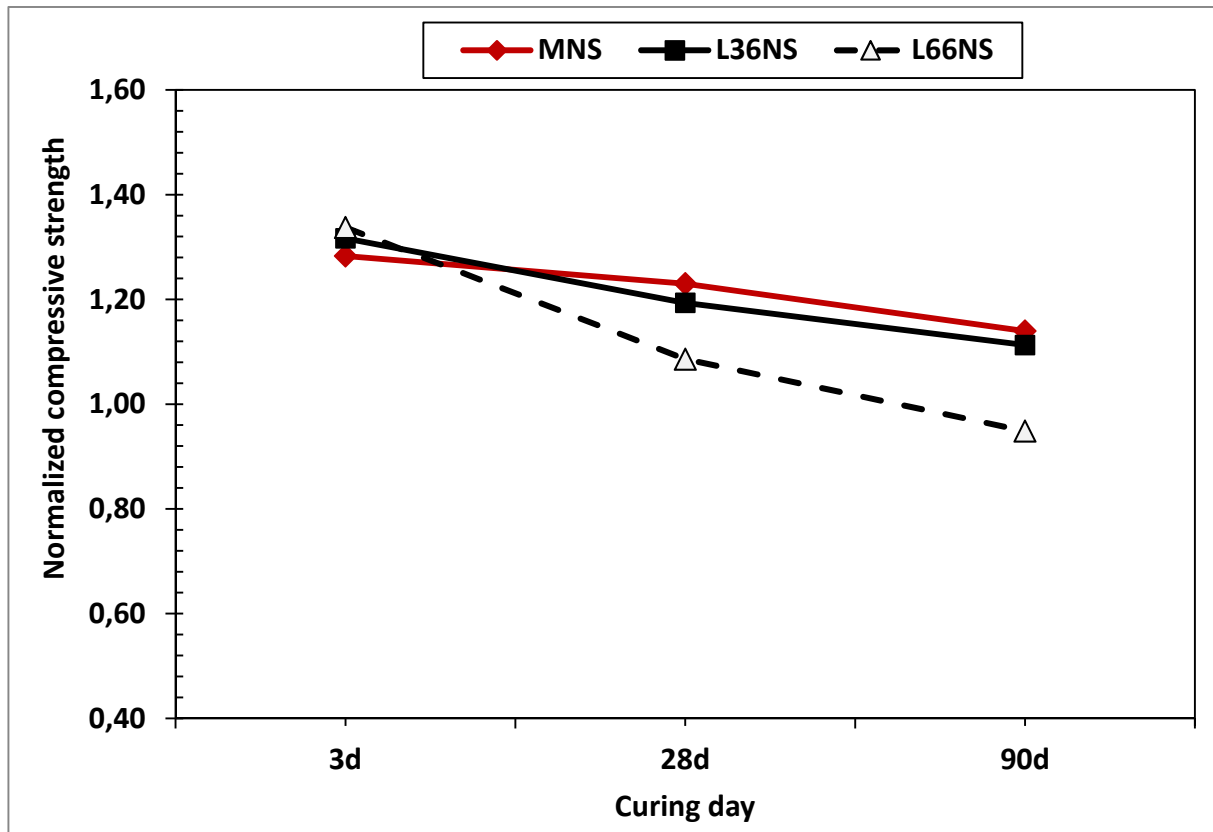


Figure 13 Combined effects of GFBS and NS on the development of mortar strength

4. Conclusion

In this review, the rheological and mechanical behavior of metallurgical cements based on nano-silica (NS) combined with blast furnace slag (GBFS) was investigated under the main objective is to produce a higher performance cement with lower clinker content. The conclusions of this investigation are summarized below:

- Results obtained of rheological tests on cement pastes, have shown that GBFS-based cement has significantly increased shear stress and plastic viscosity of cement pastes compared to the control dough without GBFS. This has allowed us to conclude that the nature and activity of GBFS have an important effect. However GBFS presence, the NS-based cement pastes (2% NS) become more fluid favouring flow with a lower shear stress. Concerning rheological behavior of studied cement pastes, the results have given, all the pastes has a behavior Binghamian plastic fluid identical to that of the Herschel-Bulkley rheological model, this has been proven by several researchers;
- The results of the mechanical tests, revealed that effect of NS was significant in the short-term especially its effect in the presence of GBFS. Indeed, there has been a marked improvement in the compressive strength of nanosilica-based mortars in GBFS presence compared to those without GBFS. This improvement in the

compressive strength is in order of 30%. The incorporation of 36%wt GBFS combined with 3% NSwt gave a significant value of compressive strength (62.45 MPa) at 28 days (71.70 MPa) at 90 days. The incorporation of 66%wt GBFS combined with 3%wt NS pt gave a sufficient value that allows us to develop this study by obtaining a value of 44.88 MPa at 28 days may assign this cement being a CEMIII/B 42.5 R.

- At long-term, the NS has reduced the strength of mortars especially those with a higher dosage of GFBS. This is due to the large surface area of the nanosilica that causes the need for water and also the competition of nanosilica and GFBS to consume $\text{Ca}(\text{OH})_2$.

5. References

- [1] Y. Li, Y. Liu, X. Gong, et al. (2016), Environmental impact analysis of blast furnace slag applied to ordinary Portland cement production J. Cleaner Prod. 120, 221-230.
- [2] H. Yaz.c. H. Yig .iter, AS. Karabulut, Baradan B., (2008), Utilization of fly ash and ground granulated blast furnace slag as an alternative source silica year in reactive powder concrete, Fuel 87 (12) 2401-2407.
- [3] E. Crossin (2015), the greenhouse gas implications of using ground granulated blast furnace slag as a cement substitute, J. Cleaner Prod. 95, 101-108.
- [4] P. Sharmila, Dhinakaran G., (2016), Compressive strength, porosity and sorptivity of ultra-fine slag based high strength concrete, Constr. Build. Mater. 120, 48-53.
- [5] G. Land, Stephan D., (2012), the effect of Nano-silica on the hydration of ordinary Portland cement, J. Mater. Sci. 47 (2), 1011-1017.
- [6] JJ Thomas, HM Jennings, JJ Chen, (2009). Influence of nucleation seeding on the hydration of tricalcium silicate Mechanisms and cement, J. Phys. Chem. C 113 (11), 4327-4334.
- [7] B.-W. Jo C.-H. Kim, GH Tae, JB Park (2007), Characteristics of cement mortar with nano-SiO₂ particles, Constr. Build. Mater., 21 (6), 1351-1355.
- [8] A. Nazari, S., Riahi (2010), Microstructural, thermal, physical and mechanical behavior of the self-compacting concrete Containing SiO₂ nanoparticles, Mater., Sci. Eng., 527 (29-30) 7663-7672
- [9] Nazari, S. Riahi (2011), the effects of SiO₂ nanoparticles on physical and mechanical properties of high strength concrete compacting, Dial. B Eng. 42 (3), 570-578.
- [10] Y. Qing, Z. Zenan, K. Deyu, Rongshen C., (2007), Influence of nano-SiO₂ addition there properties of hardened cement paste as Compared with silica smoke, Constr. Build. Mater., 21 (3), 539-545.
- [11] T. Ji (2005), Preliminary study on the water permeability and microstructure of concrete Incorporating nano-SiO₂, Cem. Concret. Res. 35 (10), 1943-1947.
- [12] Jo, C. Kim, J. Lim, (2007), Investigations on the development of concrete powder with nano-SiO₂ particles, KSCE J. Civ. Eng. 11 (1), 37-42.
- [13] M.-H. Zhang, J. Islam (2012), Use of nano-silica to Reduce Increase setting time and early strength of concrete with high volumes of fly ash slag gold Constr. Build. Mater., 29, 573-580.

- [14] M.-H. Zhang, J. Islam Peethamparan S., (2012), Use of nano-silica to increase early strength and reduce setting time of concrete with high volumes of slag, *Cem. In. concrete*, Dial. 34 (5), 650-662.
- [15] E. Tsampali, E.C. Tsardaka, E. Pavlidou, K.M. Paraskevopoulos and M. Stefanidou (2019) Comparative Study of the Properties of Cement Pastes Modified with Nano-Silica and Nano-Alumina, *Solid State Phenomena*, 286: pp 133-144
- [16] Y. Cai, D. Xuan and C.S. Poon (2019) Effects of nano-SiO₂ and glass powder on mitigating alkali-silica reaction of cement glass mortars / *Construction and Building Materials* 201 (2019) 295–302
- [17] P. Hou, K. Wang, J. Qian, S. Kawashima, D. Kong, SP Shah (2012), Effects of nano-colloidal silica on fly ash hydration, *Cem. In. Concret. Dial.*, 34 (10), 1095-1103.
- [18] European Standard EN 196-1: Preparation of sands and materials according to specific criteria. Manufacturing of reference materials to be used as a laboratory standard.21/05/2014
- [19] ASTM C348-08 (2008). Standard test method for flexural strength of hydraulic cement mortars, which appears in the annual book of ASTM standards. Vol. 04.01
- [20] ASTM C349-08 (2008). Standard test method for compressive strength of hydraulic cement mortars (using portions of prisms broken in flexure), which appears in the annual book of ASTM standards. Vol. 04.01
- [21] F. De Larrard, C.F. Ferraris, T. Sedran, (1998) Fresh concrete: a Herschel Bulkley material, *Materials and Structures* 31, 494– 498.
- [22] G. Lim, SS. Hong, D.S. Kim, B.J. Lee, J.-S Rho. (1999) Slump loss control of cement paste by adding polycarboxylic type slump-releasing dispersant, *Cement and Concrete Research* vol. 29 (2), pp. 223–229.
- [23] B. Safi, A. Benmounah, M. Saidi (2011) *Materiales de Construcción*, 61(303):353-370
- [24] M. Liu, Z. Zhou, X. Zhang, X. Yang, X. Cheng (2016), the synergistic effect of nano-silica with blast furnace slag in cement based materials. *Construction and Building Materials*, 126, 624-631.

Metode de estimare a parametrilor caracteristici fenomenului de flashover

Methods of estimating parameters characteristics of the flashover phenomenon

Alexandru-Florin CHIOJDOIU¹, Ion ANGHEL², Manuel ȘERBAN³, Ștefan TRACHE⁴

¹Inspectoratul pentru situații de urgență “Dealul Spirii” București-Ilfov
București, sector 5, Calea 13 Septembrie, nr.135, Romania
alex.floryn@yahoo.com

²Academia de Politie “Alexandru Ioan Cuza” – Facultatea de Pompieri
București, sector 2, Șoseaua Morarilor, nr.3, Romania
ion_anghel2003@yahoo.com

³Academia de Politie “Alexandru Ioan Cuza” – Facultatea de Pompieri
București, sector 2, Șoseaua Morarilor, nr.3, Romania
manuel.serban@gmail.com

⁴Academia de Politie “Alexandru Ioan Cuza” – Facultatea de Pompieri
București, sector 2, Șoseaua Morarilor, nr.3, Romania
stefan.trache@academiadepolitie.ro

DOI:10.37789/rjce.2020.11.2.3

Rezumat. În acest studiu este prezentată, pe de o parte, complexitatea fenomenului de flashover, iar pe de altă parte, o serie de metode de estimare a principalilor parametri ai acestui fenomen. Momentul producerii fenomenului de flashover este destul de greu de anticipat de către echipajele sosite la locul intervenției. Acesta prezintă un pericol deosebit atât pentru ocupanții clădirii surprinși de incendiu, cât și pentru forțele de intervenție, datorită faptului că, pe timpul acestui fenomen, valoarea temperaturii în interiorul compartimentului ajunge la 500-600 °C, iar densitatea fluxului căldurii degajate de incendiu, la nivelul pardoselii compartimentului, la cca 20 kW/m². De asemenea, au fost folosite trei metode de estimare, prin intermediul FDT^s, a fluxului căldurii degajate de incendiu pe timpul manifestării fenomenului de flashover, o metodă de estimare a temperaturii compartimentului de incendiu în faza post-flashover, respectiv o metodă de estimare a severității incendiului.

Cuvinte cheie: flashover, temperatură, fluxul minim al căldurii degajate de incendiu, metode de estimare.

Abstract. In this study is presented, on the one hand, the complexity of the phenomenon of flashover, and on the other hand, a number of methods for estimating the main parameters of this phenomenon. The moment of the flashover phenomenon is quite difficult to predict by incoming crews at the site of the intervention. It presents a special

hazard for both the occupants of the fire building and the intervention forces, due to the fact that, during this phenomenon, the value of the temperature inside the compartment reaches 500-600 ° C, and the density of the heat flow emitted from the fire, at the level of the compartment floor, at about 20 kW/m². Also, three methods were used to estimate, with FDT[®], the rate of heat rate released by the fire during the phenomenon of flashover, a method of estimating the temperature of the fire compartment in the post-flashover phase, respectively, a method of estimation of the fire severity.

Key words: flashover, temperature, heat release rate minim, estimation methods.

1. Introducere

Modul de realizare al construcțiilor moderne a condus la necesitatea efectuării unui număr semnificativ de experimente pentru a analiza impactul acestuia, respectiv, al operațiunilor de stingere, asupra modului de manifestare al fenomenului de flashover, în cazul incendiilor care se manifestă în interiorul unui compartiment.

Având în vedere că, în ultimii cincizeci de ani au avut loc o serie de schimbări în ceea ce privește modul de realizare al construcțiilor, a fost realizat un experiment în vederea comparării modului de manifestare al incendiilor într-o construcție modernă, respectiv o construcție clasică, datând din anul 1950. Casele moderne au camere cu suprafețe și înălțimi mai mari, având diferite compartimentări (încăperi open-space), a crescut cantitatea de materiale sintetice folosite în componența mobilierului modern și se utilizează materiale de construcție noi. În urma experimentului efectuat s-a constatat că, cu cât camerele sunt mai mari și mai înalte, cu atât este mai mult aer disponibil pentru întreținerea arderii, incendiile vor avea o amploare și o intensitate mai mare, iar cantitatea de apă folosită pentru stingere va crește. De asemenea, timpul de evacuare al ocupanților clădirii se va micșora, datorită degajărilor masive de fum și gaze fierbinți în întreaga construcție, îngreunându-se astfel, evacuarea în siguranță a persoanelor surprinse de incendiu. Timpul până la producerea fenomenului de flashover, măsurat din momentul aprinderii, s-a redus considerabil, de la 29 de minute, în cazul locuințelor clasice, la mai puțin de 5 minute, în cazul locuințelor moderne. În urma arderii, materialele naturale din componența mobilierului clasic au eliberat căldură (energie) cu o viteză mai redusă decât materialele sintetice din componența mobilierului modern. În urma analizei comparative a patru tipuri de materiale de construcții moderne, respectiv clasice, și anume, izolații ale zidurilor interioare, podea, ferestre, și uși, s-a constatat că, elementele de construcție moderne au cedat mai ușor, iar incendiul s-a propagat mai rapid decât în cazul celor clasice [1].

În cadrul unui alt experiment au fost analizate efectele operațiunilor de stingere pe timpul producerii fenomenului de flashover într-un compartiment asupra principalelor caracteristici ale acestuia, și anume, fluxul căldurii degajate de incendiu, temperatura, nivelurile de oxigen, respectiv, pentru prima dată, asupra valorilor concentrației substanțelor toxice degajate, precum și condițiile la care sunt expuși pompierii pe timpul intervenției. Echipajul de intervenție a utilizat tactica de stingere tridimensională (3-D), acționând inițial asupra stratului de gaze fierbinți pentru a putea

pătrunde în interior și ulterior acționând direct asupra bazei focarului. Echipajul de intervenție a fost expus unor condiții extreme, fluxul căldurii degajate de incendiu fiind peste 35 kW/m^2 , iar temperatura la nivelul pardoselii de cca 250°C , ceea ce a condus la retragerea echipajului de intervenție în afara compartimentului, după 20 de secunde. În urma calculelor efectuate, s-a constatat că, dacă echipajul ar mai fi rămas 10 secunde în compartimentul de incendiu, ar fi fost expus unei doze termice de 3500 de unități (2000 DTU este echivalentul DL50, care reprezintă doza termică letală care ar putea produce decesul a 50% din populația expusă), o cantitate suficientă pentru a afecta echipamentul de protecție al membrilor echipajului. Acest lucru subliniază timpul foarte scurt pe care îl au la dispoziție pompierii pentru a se autoevacua într-o zonă sigură, în cazul în care arderea este generalizată. Temperatura maximă înregistrată la nivelul tavanului a fost de 780°C , iar nivelul oxigenului a scăzut rapid, sub 5%, după primele 120 de secunde de la aprindere, ajungând la valoarea 0 % după cca 260 s. De asemenea, a fost analizat raportul de echivalență al incendiului, care reprezintă fracția dintre raportul combustibilului cu aerul necesar arderii și raportul stoichiometric dintre combustibil și aer. Valoarea de cca 1,80 a raportului de echivalență obținută în cadrul experimentului a arătat o ardere intensă cu degajări de gaze toxice, în special monoxid de carbon și hidrocarburi nearse, fiind astfel subliniată necesitatea diluării gazelor de ardere prin folosirea sistemelor de ventilație [2].

Pentru a căpăta mai multe cunoștințe și mai multă experiență, pompierii din Australia au efectuat atât un studiu experimental, cât și un studiu computerizat în ceea ce privește modul de manifestare al unui incendiu într-un container special amenajat, modificându-se condițiile privind sarcina termică, respectiv ventilarea. Prin mărirea eșalonată a sarcinii termice, s-a constatat apariția a două valori maxime ale temperaturii atinse în compartimentul de incendiu, respectiv o propagare rapidă a acestuia. Prin crearea unei deschideri mici de ventilație, s-a constatat o scădere a temperaturii și a presiunii în compartimentul de incendiu, ceea ce poate contribui la reducerea considerabilă a probabilității producerii fenomenului de backdraft, echipajele de intervenție putând să acționeze în siguranță pentru stingerea incendiului din interiorul încăperii. Utilizarea tehnicii de răcire corespunzătoare la scurt timp după atingerea primei temperaturi maxime a demonstrat o bună eficiență în controlul incendiului, prin menținerea temperaturii la nivelul tavanului sub 500°C , respectiv la nivelul înălțimii genunchilor pompierilor sub 100°C . Comparând rezultatele experimentale cu cele computerizate obținute prin folosirea programului Fire dynamic simulation, valorile maxime ale temperaturilor au fost asemănătoare, însă temperaturile înregistrate în faza de regresie a incendiului au scăzut mai rapid în cadrul experimentelor. Pe măsură ce complexitatea incendiului a crescut, au crescut și diferențele între rezultatele experimentale și cele computerizate [3].

De asemenea, pe lângă experimentele efectuate pentru obținerea de noi date și informații rezultate în urma producerii fenomenului de flashover, au fost efectuate și experimente privind analiza modului de manifestare a incendiului în faza post-flashover. Pentru validarea unui model de incendiu, au fost analizate caracteristicile acestuia în faza post-flashover. În urma efectuării unor teste la incendiu în mărime

naturală, s-a folosit o metodă de interpretare a informațiilor înregistrate de termocuple, pentru a stabili un set de date cu privire la valorile parametrilor fizici care pot fi folosite în validarea unui model de incendiu computerizat. Astfel, au fost măsurate temperatura gazelor de ardere cu ajutorul unor termocuple, fluxurile de căldură degajate și vitezele produselor de ardere și al aerului înregistrate la nivelul deschiderilor compartimentului de incendiu cu ajutorul unor dispozitive bidirecționale și au fost comparate cu valorile obținute în urma unor metode de calcul a acestor parametri. Analizele efectuate au condus la generarea unei hărți a fluxului radiativ echivalent în interiorul compartimentului de incendiu, care caracterizează expunerea termică a componentelor structurale. Rezultatele obținute indică faptul că, în cazul în care un incendiu se manifestă într-un spațiu bine izolat și bine ventilat, acest compartiment poate deveni un mediu cu condiții termice severe, caracterizat prin temperatura gazelor de ardere de $1300\text{ }^{\circ}\text{C}$, fluxul căldurii degajate de 300 kW/m^2 , respectiv viteza gazelor de ardere la nivelul deschiderilor de 13 m/s [4].

Pentru a înțelege mediul termic și condițiile cu care se confruntă pompierii pe timpul desfășurării acțiunilor de intervenție în cazul manifestării fenomenului de flashover, au fost realizate o serie de experimente pentru creșterea securității echipajelor de intervenție. Astfel, a fost creat, calibrat, respectiv integrat în echipamentul de protecție al unui pompier, un sistem portabil de măsurare a fluxului de căldură și a temperaturii gazelor de ardere fierbinți. Acest sistem portabil de măsurare a fost folosit în cadrul unui compartiment de incendiu din beton și oțel, respectiv într-un compartiment metalic care simulează condițiile existente pe timpul producerii fenomenului de flashover. Datele au fost colectate în urma expunerii termice a participanților de 25 de ori, în cadrul a 7 scenarii diferite, în care valorile obișnuite ale temperaturii și fluxului termic au fost de $50\text{ }^{\circ}\text{C}$, respectiv 1 kW/m^2 , iar valorile cele mai mari ale temperaturii și fluxului termic au fost între $150\text{ }^{\circ}\text{C}$ și $200\text{ }^{\circ}\text{C}$, respectiv între 3 kW/m^2 și 6 kW/m^2 . Valorile temperaturii măsurate de sistemul portabil au fost comparate cu valorile temperaturii măsurate de termocuplele amplasate în compartimentul de incendiu. În urma măsurătorilor efectuate, valorile fluxului de căldură obținute au fost mai mari decât valorile temperaturii, raportate la valorile claselor termice definite de National Institute of Standards and Technology (NIST), care descriu intervalele de siguranță în cazul echipamentelor electronice folosite de pompieri. Cele mai mari valori ale fluxului de căldură, respectiv ale temperaturii, s-au obținut în urma exercițiului efectuat în simulatorul de flashover [5].

În cadrul unui alt experiment au fost măsurate temperatura și fluxul căldurii degajate de incendiu. Pentru a corela aceste date cu condițiile cu care se confruntă pompierii pe timpul incendiilor, temperatura a fost măsurată în interiorul și în exteriorul echipamentului de protecție, iar fluxul căldurii degajate de incendiu a fost măsurat de o serie de dispozitive amplasate în exteriorul căștii, jachetei și pantalonilor pompierilor. În urma antrenamentelor efectuate s-a constatat că valorile maxime ale temperaturii în interiorul containerului au fost în jur de $450\text{ }^{\circ}\text{C}$, respectiv $500\text{ }^{\circ}\text{C}$, acestea fiind înregistrate la nivelul capului pompierilor. De asemenea, fluxul căldurii degajate de incendiu a înregistrat valori de 40 și 50 kW/m^2 , acesta fiind degajat în

principal, la nivelul pompierilor, direct de stratul de fum fierbinte și de pereții metalici ai containerului [6].

Pe timpul unui antrenament ce a constat în simularea fenomenului de flashover în condiții controlate, au fost evaluate tensiunea arterială și reacția în urma unor solicitări termice și fizice la care au fost expuși 66 de pompieri bărbați din Croația, 48 fiind pompieri profesioniști, iar 18 fiind pompieri voluntari,. Antrenamentul s-a desfășurat într-un simulator al fenomenului de flashover care era format din două module, un modul de ardere, respectiv un modul de observare în care participanții au stat pe bănci joase sau în genunchi, fiind echipați cu echipament individual de protecție și aparat de respirat. Antrenamentul a constat din trei exerciții cu durata a 20 de minute, și un exercițiu cu durata a 30 de minute. În momentul autoaprinderii stratului de fum, în modulul de ardere temperatura a crescut peste 1000 °C, iar în zona inferioară a modulului de observare, temperatura a atins valoarea de 200 °C. Participanții la antrenament au completat un chestionar medical și li s-au măsurat valorile temperaturii timpanice, a pulsului, a tensiunii arteriale sistolice și diastolice atât înainte de antrenament cât și după efectuarea acestuia. În cazul ambelor categorii de pompieri, tensiunea arterială sistolică nu a variat semnificativ, iar cea diastolică a scăzut în ambele cazuri. Pompierii profesioniști au prezentat o ușoară hipertermie și o creștere medie a temperaturii timpanice cu 1,1 °C, respectiv a pulsului cu 61% din valoarea maximă aferentă grupeii de vârstă. În cazul pompierilor voluntari s-a constatat o creștere și mai mare a temperaturii timpanice, respectiv a pulsului comparativ cu pompierii profesioniști, ceea ce dovedește o mai bună adaptare a acestora la solicitări fizice și termice [7].

2. Fenomenul de flashover

Fenomenul de flashover este caracterizat prin faptul că, într-un anumit punct al dezvoltării incendiului, viteza de dezvoltare a acestuia crește atât de rapid, încât toate materialele combustibile din compartiment ating temperatura de aprindere, fiind implicate în procesul de ardere. Altfel spus, când un incendiu care se manifestă într-o încăpăre este lăsat să se dezvolte, fără a se interveni, temperatura stratului de gaze de la partea superioară crește, mărinnd astfel fluxul radiant către toate obiectele din cameră. Dacă se atinge un nivel critic al fluxului de căldură, toate materialele combustibile din cameră vor începe să se aprindă și să ardă, ducând la o creștere rapidă atât a fluxului căldurii degajate de incendiu cât și a temperaturii. Această tranziție se numește "flashover". Flashoverul este descris de patru etape. În prima etapă, ce urmează aprinderii, se formează conul turbulent, apoi, pe timpul celei de-a doua etape, ajunge la tavan și se răspândește sub formă de strat de curgere laminară sub tavan. În timpul celei de-a treia și a patra etape, straturile de gaze fierbinți se îngroașă și ies prin deschideri.

În urma experimentelor și a datelor colectate în urma intervențiilor, fenomenul de flashover poate fi caracterizat de câțiva parametri principali, și anume, temperatura stratului de gaze fierbinți, care atinge valoarea de 500 °C – 600 °C, respectiv densitatea

de flux termic radiant la nivelul pardoselii compartimentului, care atinge valoarea minimă de 20 kW/m^2 , pe toată suprafața pardoselii.

După producerea fenomenului de flashover, în fazele post-flashover, la temperaturile ridicate înregistrate în stratul de gaze, are loc un transfer termic radiant semnificativ de la dioxidul de carbon, vaporii de apă și particulele de funingine din fum. Stratul de gaze și flăcările radiază către podea, pereți și tavan, înapoi la foc și sursele de combustibil, către orice obiect se află în compartiment și prin deschiderile compartimentului. În plus, pereții încălziți, tavanul și orice alt obiect încălzit radiază căldură înapoi în compartiment. Deseori, un incendiu aflat într-o fază post-flashover poate avea cantități semnificative de combustibil pentru a continua arderea, dar cantitatea de aer care pătrunde în încăperea poate fi limitată. Incendiul, care ar continua să ardă dacă s-ar afla în spațiu deschis, intră într-o perioadă în care este limitat de condițiile de ventilare și încetează să se dezvolte datorită lipsei de oxigen. Rata consumului de combustibil/oxigen stagnează, iar temperatura în compartiment încetează să crească la fel de repede cum se întâmpla înainte de flashover. Acești parametri pot începe să scadă ușor ca urmare a amestecului nestoichiometric aer-combustibil. Incendiul poate continua să scadă în intensitate până când raportul aer-combustibil devine stoichiometric sau mai mare, permițând astfel dezvoltarea incendiului. În acest moment, incendiul poate deveni controlat de cantitatea de combustibil, viteza de ardere fiind dictată de aceasta și nu de cantitatea de aer disponibilă. Incendiul poate crește până devine din nou limitat de cantitatea de aer disponibilă și continuă într-o stare alternantă, între stări controlate de aer sau de combustibil, de-a lungul întregii perioade rămase de ardere activă a incendiului. Eventual, incendiul va intra în stadiul final în care este controlat de cantitatea de combustibil, pe măsură ce acesta este consumat total, iar incendiul va scădea în intensitate, până în faza de stingere.

Studiile efectuate referitoare la fluxul minim al căldurii degajate de incendiu necesar pentru producerea fenomenului de flashover într-un compartiment au arătat că acest flux minim crește cu mărirea compartimentului și depinde, într-un mod complex, de condițiile de ventilare din compartiment. Dacă ventilarea este insuficientă, flashoverul nu poate avea loc. Dacă ventilarea este prea intensă, excesul de aer diluează și răcește fumul, astfel încât fluxul căldurii degajate, necesară pentru a atinge condițiile de temperatură necesare producerii flashoverului, este mai mare. Materialele de construcție și grosimea tavanului și a părții superioare a pereților sunt de asemenea factori importanți când se evaluează posibilitatea producerii flashoverului. Acești factori determină și timpul necesar pentru producerea flashoverului, într-un compartiment în care s-a atins temperatura critică. Cercetătorii au folosit mai multe modalități pentru a estima momentul producerii flashoverului într-un compartiment. Aceste modalități sunt de obicei bazate pe bilanțuri simplificate de masă și energie într-un incendiu produs într-un singur compartiment, corelate cu date experimentale. Flashoverul este descris vizual, pe baza testelor la scară naturală și a incidentelor reale, ca fiind un eveniment discret. Trecerea incendiului la flashover poate fi influențată de multe variabile. Influențele termice sunt în mod evident

importante, fluxurile convective și radiante fiind cele care determină fenomenul. Condițiile de ventilare, volumul compartimentului și compoziția chimică a stratului de gaze fierbinți pot influența de asemenea producerea flashoverului.

Flashover-ul este, astfel, un moment între etapa de creștere a incendiului și etapa de ardere generalizată, fiind un fenomen termo-fizic complex, caracterizat, în urma arderii în interiorul unui compartiment, prin formarea unui strat fierbinte de gaze și fum în partea superioară a încăperii, transfer termic radiativ și convectiv către suprafețele materialelor combustibile. Aceste categorii de transfer termic pot conduce la creșterea fluxului căldurii degajate de incendiu [13]. Valoarea minimă a fluxului căldurii degajate de incendiu care poate conduce la producerea fenomenului de flashover în interiorul unui compartiment de incendiu, temperatura în faza post-flashover, respectiv severitatea incendiului, pot fi estimate folosind o serie de metode empirice.

3. Metode de estimare a principalilor parametri caracteristici fenomenului de flashover

Producerea fenomenului de flashover într-o încăpere este semnalul esențial al existenței condițiilor instabile în compartimentul în care are loc incendiul, dar și un semn al riscului crescut pentru alte compartimente ale structurii. Astfel, au fost dezvoltate o serie de metode de estimare a fluxului căldurii degajate de incendiu, a temperaturii, respectiv a severității incendiului în cazul producerii fenomenului de flashover.

3.1. Metode de estimare a fluxului minim al căldurii degajate de incendiu necesar pentru producerea fenomenului de flashover

În urma efectuării a numeroase studii experimentale, la scară naturală, au fost elaborate o serie de formule de estimare a fluxului minim al căldurii degajate de incendiu.

3.1.1. Metoda lui McCaffrey, Quintiere and Harkleroad (MQH)

McCaffrey, Quintiere și Harkleroad [8] au descoperit că metoda lor de estimare a temperaturi gazelor fierbinți dintr-un compartiment poate fi extinsă pentru a estima fluxul minim al căldurii degajate de incendiu necesar pentru producerea flashoverului și au obținut următoarea expresie:

$$\dot{Q}_{FO} = 610 \cdot \sqrt{h_k \cdot A_T \cdot A_V \cdot \sqrt{h_V}} \quad (1)$$

unde:

$\dot{Q}_{FO}$ - fluxul minim al căldurii degajate de incendiu necesar pentru producerea flash-overului (kW);

h_k - coeficientul de transfer termic (kW /m²K);

A_T -aria totală a suprafețelor ce delimitează încăperea (m^2), excluzând aria gurilor de ventilare;

A_V -aria gurilor de ventilare (m^2);

h_V -înălțimea gurilor de ventilare (m).

3.1.2. Metoda lui Babrauskas

Babrauskas [9] a dezvoltat o metodă simplificată care reprezintă valori corelate cu date experimentale. Bazată pe 33 teste cu rate de eliberare a căldurii între 11 și 3840 kW cu combustibili principali folosiți: lemn și poliuretan, Babrauskas a descoperit că fluxul minim al căldurii degajate de incendiu necesar pentru a produce flashoverul este dată de relația:

$$\dot{Q}_{FO} = 750 \cdot A_V \cdot \sqrt{h_V} \quad (2)$$

Relația (2) este foarte simplă și ușor de folosit, cu toate că nu ia în considerare aria suprafețelor ce delimitează compartimentul și nici proprietățile termice ale acestora.

3.1.3. Metoda lui Thomas

Thomas [10] a dezvoltat o formulă semi-empirică pentru a calcula fluxul minim al căldurii degajate de incendiu necesar pentru producerea flashoverului într-un compartiment. A prezentat un model simplu de flashover într-un compartiment, pe care l-a folosit pentru a studia influența materialelor de căptușire a pereților și influența asupra obiectelor care ard. El a prezis o creștere de temperatură de 520 °C și un nivel al radiației corpului negru absolut de 22 kW/m^2 către o suprafață depărtată de împrejurimile focarului format din lemn la fluxul căldurii degajate de incendiu necesar pentru producerea flashoverului. Modelul de flashover al lui Thomas rezultă în urma simplificărilor aplicate unui bilanț de energie în compartimentul incendiat. Formula rezultată produce fluxul minim al căldurii degajate de incendiu pentru producerea flashoverului:

$$\dot{Q}_{FO} = 7,8 \cdot A_T + 378 \cdot A_V \cdot \sqrt{h_V} \quad (3)$$

Constantele din ecuația (3) sunt valori derivate din experimente în care se simulează producerea flashoverului. Se consideră că transferul termic prin conducție se face în regim staționar. Timpul de transfer termic este mare pentru compartimente cu pereți groși de beton, și este puțin probabil ca incendiu să se dezvolte încet și gradual către fluxul căldurii degajate de incendiu necesar producerii flashoverului în câteva ore. Un interval de timp rezonabil pentru a estima probabilitatea de producere a flashoverului este de câteva minute, până la 30 minute. Timpul de reacție al serviciilor de pompieri este de obicei în acest interval.

3.2. Metode de estimare a temperaturii compartimentului de incendiu în faza post-flashover

După producerea flashoverului, suprafețele expuse ale obiectelor expuse din compartiment vor arde, iar fluxul căldurii degajate de incendiu va atinge valoarea maximă, producând temperaturi înalte. De obicei, aceasta poate fi de 1100 °C, dar în anumite condiții se pot atinge temperaturi mai ridicate. Acestea vor fi menținute până când rata de generare a substanțelor volatile combustibile începe să scadă, ca urmare a consumării combustibilului. În perioada în care incendiul se află în etapa de dezvoltare totală, elementele de construcție pot ajunge la temperaturi la care pot ceda.

Thomas [12] a dezvoltat o metodă pentru a estima temperatura maximă la care se ajunge în cazul unui incendiu într-un compartiment bazată pe date referitoare la fazele post flashover ale unui incendiu într-un compartiment. Law [11] a extins această metodă incluzând și condițiile de ventilare, atât naturală cât și forțată, folosind numeroasele date rezultate din teste, referitoare la fazele dinaintea producerii flashoverului într-un incendiu de încăpăre. Estimările obținute prezic rezonabil, dar nu exact, temperaturile înregistrate în timpul testelor.

Folosind datele rezultate din programul de cercetare a incendiilor dezvoltate în încăperi la “Conseil Internationale du Batiment” (CIB), Thomas și Law [12] au găsit următoarea formulă pentru a prezice temperatura post-flashover într-un compartiment ventilat natural:

$$T_{FO(max)} = 6000 \cdot \frac{(1 - e^{-0,1\Omega})}{\sqrt{\Omega}} \quad (4)$$

$$\Omega = \frac{A_T - A_V}{A_V \cdot \sqrt{h_V}} \quad (5)$$

unde:

$T_{FO(max)}$ -temperatura maximă atinsă pe timpul producerii fenomenului de flashover;

Ω -factorul de ventilare.

Ecuția (4) nu ține cont de variația proprietăților termo-fizice ale suprafețelor ce delimitează compartimentul.

3.3. Metoda Margaret Law de estimare a severității incendiului în cazul producerii fenomenului de flashover

Incendiile ard cu intensități diferite și au variații spațiale semnificative în ceea ce privește severitatea. Etapa fundamentală în proiectarea structurilor este aceea de a verifica dacă rezistența la foc a structurii (sau a fiecărei părți a structurii) este mai mare decât severitatea incendiului la care va fi expus. Rezistența la foc este măsura structurii de a rezista prăbușirii, propagării arderii sau altui tip de cedare atunci când este expusă la un incendiu de o anumită severitate, iar severitatea incendiului este o măsură a potențialul impact-distructiv al arderii tuturor materialelor combustibile din

compartiment, de cele mai multe ori fiind definită ca timpul de expunere la un incendiu standard.

Degradarea structurii este în cea mai mare parte dependentă de cantitatea de căldură absorbită de elementele structurale. Transferul de căldură în faza post-flashover este în cea mai mare parte radiant și este proporțional cu temperatura absolută la puterea a patra. Astfel, severitatea incendiului este dependentă în mare parte de temperaturile atinse și de durata de expunere la aceste temperaturi înalte.

Law [12] a dezvoltat o formulă pentru a prezice severitatea unui incendiu pe baza datelor rezultate dintr-un program internațional de cercetare. Formula prezice potențialul impact al unui incendiu post-flashover în termeni de expunere echivalentă la condiții care respectă standardul european echivalent cu ASTM E 119 și NFPA 251.

Severitatea incendiului pentru o anumită sarcină termică într-un compartiment cu cel puțin o deschidere poate fi estimată cu formula:

$$t_f = \frac{K L_{ech}}{\sqrt{A_v A_T}} \quad (6)$$

unde:

t_f -severitatea incendiului sau durata (s);

K -constantă de corelare;

L_{ech} -sarcina termică în cantitate echivalentă de lemn (Kg).

Sarcina termică exprimată în unități de masă echivalente de lemn se determină cu relația:

$$L_{ech} = \frac{L \Delta H_c}{\Delta H_{c,lemn}} \quad (7)$$

unde:

L_{ech} - sarcina termică în cantitate echivalentă de lemn (Kg)

L -sarcina termică totală din compartiment (Kg)

ΔH_c -căldura de ardere (kJ/Kg)

$\Delta H_{c,lemn}$ -căldura de ardere a lemnului (kJ/Kg)

4. Scenariile de incendiu analizate

Au fost realizate trei scenarii pentru determinarea fluxului căldurii degajate de incendiu, a temperaturii în faza post-flashover, respectiv a severității incendiului. Incendiul s-a manifestat într-un compartiment de lățime 3,1 m, lungime 5,4 m și înălțime 2,1 m, așa cum se poate observa în figura 1. Compartimentul de incendiu este prevăzut cu o deschidere tip ușă de lățime 0,9 m și înălțime 2 m, amplasată la nivelul podelei, respectiv, o deschidere tip fereastră, de lățime 1,4 m și înălțime 1 m, amplasată la o distanță de 0,8 m deasupra podelei.

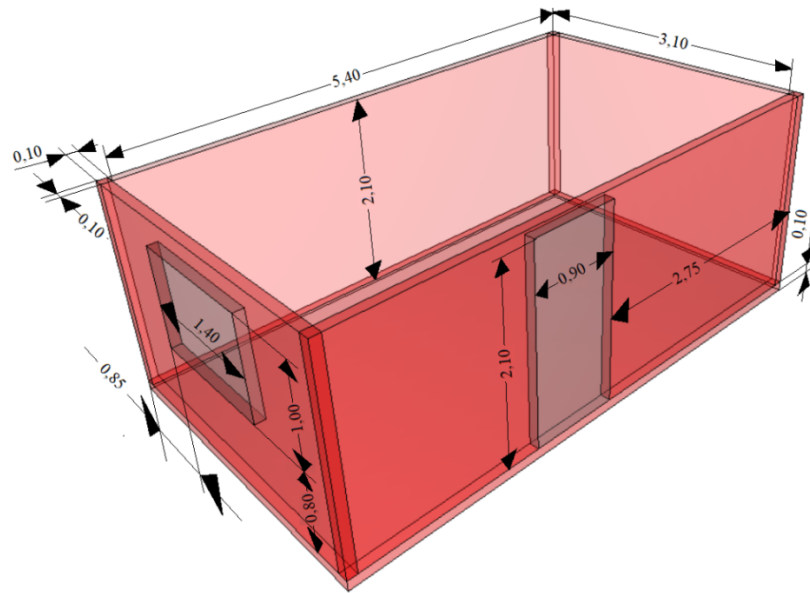


Figura 1 Compartimentul de incendiu analizat

4.1. Scenariul de incendiu numărul 1 - determinarea fluxului căldurii degajate de incendiu

Scenariul de incendiu numărul 1 a constat în următoarele situații: compartiment este ventilat natural, în prima situație, prin intermediul unei uși, iar în a doua situație prin intermediul unei ferestre, materialul de finisaj al suprafețelor interioare ale compartimentului de incendiu fiind, pe rând, placă de PAL (conductivitatea termică având valoarea de $0,00015 \text{ kW/mK}$), placă de ghips carton (conductivitatea termică având valoarea de $0,000017 \text{ kW/mK}$), panou decorativ din polistiren (conductivitatea termică având valoarea de $0,000034 \text{ kW/mK}$) și beton (conductivitatea termică având valoarea de $0,0016 \text{ kW/mK}$) având grosimea de 1,2 cm, 1,25 cm, 2 cm, respectiv 3 cm.

4.2. Scenariul de incendiu numărul 2 - determinarea temperaturii în faza post-flashover

Scenariul de incendiu numărul 2 a constat în următoarele situații: compartimentul de incendiu este ventilat natural, în prima situație, prin intermediul unei uși, iar în a doua situație prin intermediul unei ferestre.

4.3. Scenariul de incendiu numărul 3 - determinarea severității incendiului

Scenariul de incendiu numărul 3 a constat în următoarele situații: compartiment este ventilat natural, în prima situație, prin intermediul unei uși, iar în a doua situație prin intermediul unei ferestre, sursa de foc fiind constituită din material lemnos, cu valoarea căldurii de ardere, $\Delta H_{c,lemn}=18608 \text{ kJ/Kg}$, având pe rând greutatea de 100, 250, respectiv 500 Kg.

5. Ipoteze simplificatoare și limitări

Toate metodele discutate au limitări și le-au fost aplicate ipoteze simplificatoare. Formulele au fost dezvoltate din bilanțuri simplificate de masă și energie într-un singur compartiment, cu deschideri pentru ventilare.

Metodele de estimare utilizate au fost aplicate luându-se în considerare că încăperea este ventilată natural, neluându-se în considerare efectul vântului [13].

Datele experimentale folosite pentru stabilirea formulelor provin de la teste realizate în compartimente cu pereți cu conductivitatea termică mică și focare din material lemnos.

În aplicarea metodelor utilizate pentru estimarea fluxului minim al căldurii degajate de incendiu s-a considerat că aerul are concentrația de 21% oxigen, presiunea atmosferică și temperatura ambientală au valori apropiate de cele din interiorul compartimentului de incendiu, temperatura ambientală putând lua valori doar din intervalul 0 °C - 40 °C. O altă ipoteză este reprezentată de faptul că suprafața maximă a compartimentului de incendiu este de cca 16 m², iar înălțimea maximă este de cca 3 m. De asemenea, se presupune că flăcările nu se propagă pe suprafața zidurilor și a tavanului [13].

Formula pentru estimarea severității incendiului nu se poate folosi pentru compartimente care nu au deschideri pentru ventilare. Cu toate că o mărime minimă nu poate fi stabilită, se recomandă să nu se folosească această metodă dacă aria deschiderilor este mai mică de 0,4 m².

Compartimentul de incendiu este prevăzut cu o singură deschidere, într-o situație cu o deschidere tip ușă, iar în altă situație cu o deschidere tip fereastră. De asemenea, focarul de incendiu este dispus aproximativ în mijlocul încăperii [13].

6. Rezultate obținute. Analiza rezultatelor

Pentru obținerea rezultatelor, au fost prelucrate și comparate datele obținute prin utilizarea Fire Dynamics Tools (FDTs) dezvoltat de US Nuclear Regulatory Commission [12].

6.1. Analiza rezultatelor obținute în cadrul scenariului de incendiu numărul 1

În cadrul scenariului de incendiu numărul 1, în cazul în care compartimentul de incendiu a fost prevăzut cu deschidere tip ușă, folosindu-se metoda lui McCaffrey, Quintiere și Harkleroad, fluxul căldurii degajate de incendiu a luat următoarele valori: **893,19 kW** – în cazul PAL-ului; **931,66 kW** – în cazul ghips-cartonului; **329,39 kW** – în cazul polistirenului; **1844,97 kW** – în cazul betonului.

Folosindu-se metoda lui Babrauskas, fluxul căldurii degajate de incendiu a luat următoarele valori: **1909,19 kW** – în cazul PAL-ului; **1909,19 kW** – în cazul ghips-cartonului; **1909,19 kW** – în cazul polistirenului; **1909,19 kW** – în cazul betonului.

Folosindu-se metoda lui Thomas, fluxul căldurii degajate de incendiu a luat

următoarele valori: **1487,79 kW** – în cazul PAL-ului; **1487,79 kW** – în cazul ghips-cartonului; **1487,79 kW** – în cazul polistirenului; **1487,79 kW** – în cazul betonului.

În cadrul scenariului de incendiu numărul 1, în cazul în care compartimentul de incendiu a fost prevăzut cu deschidere tip fereastră, folosindu-se metoda lui McCaffrey, Quintiere și Harkleroad, fluxul căldurii degajate de incendiu a luat următoarele valori: **664,35 kW** – în cazul PAL-ului; **692,97 kW** – în cazul ghips-cartonului; **245,00 kW** – în cazul polistirenului; **1372,28 kW** – în cazul betonului.

Folosindu-se metoda lui Babrauskas, fluxul căldurii degajate de incendiu a luat următoarele valori: **1050,00 kW** – în cazul PAL-ului; **1050,00 kW** – în cazul ghips-cartonului; **1050,00 kW** – în cazul polistirenului; **1050,00 kW** – în cazul betonului.

Folosindu-se metoda lui Thomas, fluxul căldurii degajate de incendiu a luat următoarele valori: **1057,88 kW** – în cazul PAL-ului; **1057,88 kW** – în cazul ghips-cartonului; **1057,88 kW** – în cazul polistirenului; **1057,88 kW** – în cazul betonului.

Având în vedere faptul că, metoda lui McCaffrey, Quintiere și Harkleroad este dependentă de grosimea izolației interioare a pereților compartimentului de incendiu, în cazul izolației din PAL, ghips-carton, polistiren și beton s-au obținut valori diferite ale fluxului căldurii degajate de incendiu, spre deosebire de metodele lui Babrauskas și Thomas, care nu sunt dependente de grosimea izolației interioare a pereților, motiv pentru care s-au obținut aceleași valori pentru fiecare tip de izolație.

Comparând valorile fluxului căldurii degajate de incendiu în cazul deschiderii tip ușă cu deschiderea tip fereastră, se constată că, s-au obținut valori mai mari în cazul deschiderii tip ușă pentru toate metodele folosite, deoarece, fiecare dintre metode este caracterizată de o formulă care este direct proporțională cu suprafața deschiderii ventilației. În situația dată, suprafața ușii este de $1,80 \text{ m}^2$, iar suprafața ferestrei este de $1,40 \text{ m}^2$.

De asemenea, analizând rezultatele obținute în urma folosirii metodei lui McCaffrey, Quintiere și Harkleroad, se constată că cea mai mare valoare a fluxului căldurii degajate de incendiu s-a obținut în cazul betonului, fiind urmată de ghips-carton, PAL, respectiv polistiren. Acest lucru se datorează faptului că formula fluxului căldurii degajate de incendiu este direct proporțională cu valoarea conductivității termice a izolației pereților interiori, betonul având cea mai mare valoare ($0,0016 \text{ kW/mK}$), fiind urmat de ghips-carton ($0,000017 \text{ kW/mK}$), PAL ($0,00015 \text{ kW/mK}$), respectiv polistiren ($0,000034 \text{ kW/mK}$).

6.2. Analiza rezultatelor obținute în cadrul scenariului de incendiu numărul 2

În cadrul scenariului de incendiu numărul 2, în cazul în care compartimentul de incendiu a fost prevăzut cu deschidere tip ușă, valoarea maximă a temperaturii incendiului în faza post-flashover a fost de **1115,11 °C**, iar în cazul deschiderii tip fereastră a fost de **863,75 °C**. Se constată, astfel, că valoarea temperaturii maxime este mai mare în cazul deschiderii tip ușă decât în cazul deschiderii tip fereastră, deoarece, aceasta este direct proporțională cu suprafața deschiderii de ventilație, suprafața ușii fiind mai mare decât suprafața ferestrei.

6.3. Analiza rezultatelor obținute în cadrul scenariului de incendiu numărul 3

În cadrul scenariului de incendiu numărul 3, în cazul în care compartimentul de incendiu a fost prevăzut cu deschidere tip ușă, timpul care descrie severitatea incendiului a luat pe rând valorile: **9,08 min** – pentru greutatea materialului lemnos de 100 kg; **22,70 min** - pentru greutatea materialului lemnos de 250 kg; **45,40 min** - pentru greutatea materialului lemnos de 500 kg.

În cazul în care compartimentul de incendiu a fost prevăzut cu deschidere tip fereastră, timpul care descrie severitatea incendiului a luat pe rând valorile: **10,27 min** – pentru greutatea materialului lemnos de 100 kg; **25,66 min** - pentru greutatea materialului lemnos de 250 kg; **51,33 min** - pentru greutatea materialului lemnos de 500 kg.

Se constată astfel că, cu cât masa materialului combustibil care arde este mai mare, cu atât timpul care descrie severitatea incendiului este mai mare. De asemenea, în situația în care suprafața deschiderii de ventilație se micșorează de la 1,80 m², pentru deschiderea tip ușă, la 1,40 m², pentru deschiderea tip fereastră, severitatea incendiului crește direct proporțional cu greutatea materialului combustibil supus arderii.

Concluzii

Complexitatea fenomenului de flashover este dată de faptul că, în funcție de condițiile de ventilație, valoarea temperaturii atinsă în acel moment și tipul, respectiv, cantitatea materialelor combustibile care ard, este destul de greu pentru echipajele de intervenție să anticipeze momentul producerii acestuia.

Fenomenul de flashover prezintă un pericol deosebit de mare în ceea ce privește securitatea și sănătatea ocupanților clădirii, dacă aceștia sunt surprinși în interiorul compartimentului, respectiv a echipajelor de intervenție. Acest lucru se datorează valorilor parametrilor care caracterizează fenomenul de flashover, și anume, temperatura de cca 500-600 °C din interiorul compartimentului, respectiv, valoarea minimă a densității de flux termic radiant la nivelul pardoselii compartimentului de cca 20 kW/m², pe toată suprafața pardoselii.

În urma studiului efectuat, s-a constatat că, prin folosirea metodei lui McCaffrey, Quintiere și Harkleroad de estimare a fluxului căldurii degajate de incendiu pe timpul producerii fenomenului de flashover, valoarea acesteia este dependentă de grosimea izolației pereților interiori ai compartimentului de incendiu. Formula fluxului căldurii degajate de incendiu este direct proporțională cu valoarea conductivității termice a izolației pereților interiori, betonul având cea mai mare valoare (0,0016 kW/mK), fiind urmat de ghips-carton (0,000017 kW/mK), PAL (0,00015 kW/mK), respectiv polistiren (0,000034 kW/mK). În consecință, rezultatele au arătat faptul că cea mai mare valoare a fluxului căldurii degajate de incendiu s-a obținut în cazul betonului, fiind urmată de ghips-carton, PAL, respectiv polistiren.

De asemenea, prin compararea valorilor fluxului căldurii degajate de incendiu în cazul deschiderii tip ușă cu deschiderea tip fereastră, s-au obținut valori mai mari în cazul deschiderii tip ușă pentru toate metodele folosite. Acest lucru se datorează

faptului că, suprafața ușii este de $1,80 \text{ m}^2$, respectiv, suprafața ferestrei este de $1,40 \text{ m}^2$, iar fiecare dintre metode utilizate este caracterizată de o formulă care este direct proporțională cu suprafața deschiderii ventilației.

În ceea ce privește valoarea maximă a temperaturii incendiului în faza post-flashover, aceasta este direct proporțională cu suprafața deschiderii de ventilație, suprafața ușii fiind mai mare decât suprafața ferestrei în cadrul studiului efectuat. Astfel, în cazul în care compartimentul de incendiu a fost prevăzut cu deschidere tip ușă, valoarea maximă a temperaturii incendiului în faza post-flashover a fost de $1115,11 \text{ }^\circ\text{C}$, iar în cazul deschiderii tip fereastră a fost de $863,75 \text{ }^\circ\text{C}$.

În urma studiului efectuat a reieșit faptul că timpul care descrie severitatea incendiului crește direct proporțional cu creșterea masei materialului combustibil care arde este mai mare. De asemenea, în situația în care suprafața deschiderii de ventilație se micșorează de la $1,80 \text{ m}^2$, pentru deschiderea tip ușă, la $1,40 \text{ m}^2$, pentru deschiderea tip fereastră, severitatea incendiului se mărește.

Acknowledgements

This work was supported by a grant of the Romanian Ministry of Research and Innovation, CCCDI – UEFISCDI, project number PN-III-P1-1.2-PCCDI-2017-0350 / 02.03.2018 (Graphene4Life), within PNCDI III.

Referințe

- [1] S. Kerber, Analysis of Changing Residential Fire Dynamics and Its Implications on Firefighter Operational Timeframes, *Fire Technology*, **v.48**, 865–891, 2012.
- [2] A. A. Alarif, J. Dave, H. N. Phylaktou, O. A. Aljumaiah, G. E. Andrews, Effects of fire-fighting on fully developed compartment fire: Temperatures and emission, *Fire Safety Journal*, **v.68**, 71–80, 2014.
- [3] D. Mackaya, T. Barbera, G.H. Yeoh, Experimental and computational studies of compartment fire behavior training scenarios, *Building and Environment*, **v.45**, 2620-2628, 2010.
- [4] S. Welch, A. Jowsey, S. Deeny, R. Morgan, J. L. Torero, BRE large compartment fire tests – Characterising post-flashover fires for model validation, *Fire Safety Journal*, **v.42**, 548-567, 2007.
- [5] J. M. Willi, G. P. Horn, D. Madrzykowski, Characterizing a Firefighter's Immediate Thermal Environment in Live-Fire Training Scenarios, *Fire Technology*, **v.52**, 1667–1696, 2016.
- [6] A. Ljubičić, V.M. Varnai, B. Petrinec, J. Macan, Response to thermal and physical strain during flashover training in Croatian firefighters, *Applied Ergonomics*, **v.45**, 544-549, 2014.
- [7] S. Roblin, B. Batiot, T. Rogaume, F. Richard, J. Baillargeat, M. Poisson, A. Collin, Z. Acem, A. Marchand, M. Lepelletier, Improvement of the Firefighters' Training: Assessment of the Constraints During Compartment Fire Behaviour Trainings in Shipping Container.
- [8] B. I. McCaffrey, I. G. Quintiere, M. F. Harkleroad, Estimating Room Fire Temperatures and the Likelihood of Flashover Using Fire Test Data Correlations, *Fire Technology*, **v.17**, 2, 98-119, 1981.
- [9] V. Babrauskas, Estimating Room Flashover Potential. *Fire Technology*, **v.16**, 2, 94-104. 1980.
- [10] P. H. Thomas, Testing Products and Materials for Their Contribution to Flashover in Rooms. *Fire and Materials*, 5,3, 103-111, 1981.
- [11] M. Law, Fire safety of external building elements – the design approach, *Engineering Journal*, Second Quarter, p.59-74, American Institute of Steel Construction (AISC), USA, 1978.
- [12] N. Iqbal, M. H. Salley, Fire Dynamics Tools (FDTs): Quantitative Fire Hazard Analysis Methods for the US Nuclear Regulatory Commission Fire Protection Inspection Program. Final Report, 2006.
- [13] International Standard ISO 24678-6, Fire safety engineering-Requirements governing algebraic formulae-Part 6: Flashover related phenomena.

Comportament flexibil - forfecare a grinzilor de beton armat Întărit de diverse rețele de compozite încorporate.

Flexural–Shear behavior of RC beams Strengthened by various embedded composites grids.

Abdelhak Aouadi¹, Youcef Ghernouti¹.

¹Research Unit: Materials, Processes and Environment, University M'Hamed Bougara of Boumerdes. Boumerdes, Algeria

a.aouadi@univ-boumerdes.dz

y.ghernouti@univ-boumerdes.dz

DOI:10.37789/rjce.2020.11.2.4

Rezumat. Această lucrare evaluează comportamentul de forfecare-forfecare a grinzilor de beton armat prin grile de polimer întărit cu fibră de carbon încorporate (grile CFRP) și grile metalice cu ochiuri hexagonale, sub test de îndoire în patru puncte. A fost efectuată o investigație experimentală pentru a evalua performanța acestui nou tehnic de întărire. Au fost testate trei fascicule de control și cincisprezece grinzi întărite în forfecare flexibilă cu diferite configurații. Câțiva parametri au fost considerați pentru a evidenția eficiența tehnicii utilizate, cum ar fi; Moduri de încărcare finală, ductilitate și defecțiune. Rezultatele experimentale arată că întărirea grinzilor prin rețelele de carbon și metalice încorporate a oferit o îmbunătățire mare a rezistenței, a devierii în timp și a indicelui de ductilitate; de fapt, se observă o influență directă asupra modului de eșec.

Cuvinte cheie: Grinzi, grile compozite, întărirea forței de forfecare, moduri de avarie, ductilitate.

Abstract. This paper evaluate the flexural–shear behaviour of reinforced concrete beams strengthening by embedded carbon fiber reinforced polymer grids (CFRP grids) and metallic grids with hexagonal meshes, under four-point bending test. An experimental investigation was carried out to evaluate the performance of this new technical of strengthening. Three control beams and fifteen beams strengthened in flexural–shear with different configurations have been tested. Several parameters were considered to highlight the efficiency of the technical used, such as; ultimate load, ductility and failure modes. The experimental results show that the beams strengthening by embedded carbon and metallic grids offered a great improvement in strength, midspan deflection and ductility index; in effect, an influence directly on the failure mode is observed.

Key words: Beams, composite grids, flexural- shear strengthening, failure modes, ductility.

1. Introduction

Applications of fiber reinforced polymer (FRP) composites in civil engineering have increased significantly in the recent decades. As FRPs are non-corrosive, high-strength and lightweight, their use in civil infrastructure has extended from the strengthening of existing structures to new construction [1,2]. The FRPs systems are presented different forms, namely sheets, strips, laminates, and composite grids.

Composite grids shows very good mechanical characteristics and excellent resistance to corrosion and chemical attacks, it does not require substantial cover and may instead of steel to solve the problems of steel corrosion in harsh environments. Many experimental works investigated the different strengthening technical of RC beams with FRPs [3-7].

Taouche F et al. (2012) [8], examine the effectiveness of the reinforcement of beams by oblique connecting rods confined by a metallic embedded grid material, laid out in the zone of influence of the shear force tilted to 45° to improve the behaviour of concrete from the point of view strength to shear force. The obtained results show that the use of confined rods by metallic grid, leads to a significant rise in the ultimate load. The profit of strength is average of 13kN in the beam reinforced by confined rods. In addition, a decrease in crack width of 0.6 cm compared to unconfined beam. Rahman et al. (2000) [9], used heavy carbon grids as reinforcement in a section of concrete deck manufactured in a laboratory. The deck was supported on Steel I beams. They reported that the behavior of the deck was satisfactory and the carbon grid could replace steel reinforcement in bridge decks. Yost et al. (2001) [10], used the same type of heavy carbon grid as reinforcement in concrete beams. The use of the grid as flexural reinforcement resulted in brittle failure since the carbon has no yield point and is linear elastic to failure. Harries and Gassman (2003) [11], conducted tests on reinforced concrete basin knockout panels that employed a light carbon grid to control cracking. The grid reduced cracking of the panel. (Shao et al. 2003) [12], used the same light carbon grid to control plastic shrinkage cracking in concrete. They concluded that the plastic shrinkage crack reduction was in the range of 50% to 65%.

In this study, we will evaluate the effectiveness of a new technic of reinforcement in flexural-shear of RC beams based in the embed of CFRP grids and metallic grids in the beams of dimension 100mm width, 150mm height, and 1000mm length.

2. Experimental program

2.1 Materials

a) Concrete

The mix proportions used in this work for 1m^3 of concrete is; 350kg of cement type CEM II 42.5, 162Kg of fine sand, 657Kg of coarse sand, 555Kg of gravel 8-15 and 448Kg of gravel 15-25mm, the Water/cement ratio is equal to 0.5 . Compressive and flexural tensile strengths of concrete at 28 days are 23 MPa and 4MPa, respectively.

a) Steel bars

The beams were reinforced with high-adherence steel bars of diameter equal to 8mm (Ø8), and mild steel bars of diameter equal to 6mm (Ø6). The steel Ø8 is of type S400, and the steel Ø6 is of type S235, their values of the stress at the elastic limit is equal to 450 MPa for the type S400 and 250MPa for the type S235. Their values of Young's modulus and the Poisson ratio are equal to 210 GPa and 0.3 respectively. The stirrups are made from mild steel bars with 6mm diameter (Ø6). For all beams, the first stirrup is spaced at 2.5cm, the others spacing's of stirrups are variable according to the studied variant. The concrete cover of all beams is 25mm on top, bottom, and sides.

c) Composite grids

For strengthening RC beams, two types of composite grids have been selected, carbon fiber reinforced polymer grids (CFRP grids), and metallic grids with hexagonal meshes.

The CFRP grids were fabricated from carbon fibers embedded in an epoxy matrix. The strand spacing in the longitudinal direction was 46 mm and in the transverse direction 41 mm. The CFRP grid had an openness of 69%, which means that only 31% of the surface area was covered by the carbon fibers (Figure 1.b).

The metallic grids used in this work is made of hexagonal meshes with dimensions of hexagonal hole are 18 mm in horizontal and 34 mm in vertical (Figure 1.a). The sizes of grids of metallic and carbon these agree with the granulometry of usual concrete works. The geometrical properties of the CFRP and metallic grids are summarized in table 1.

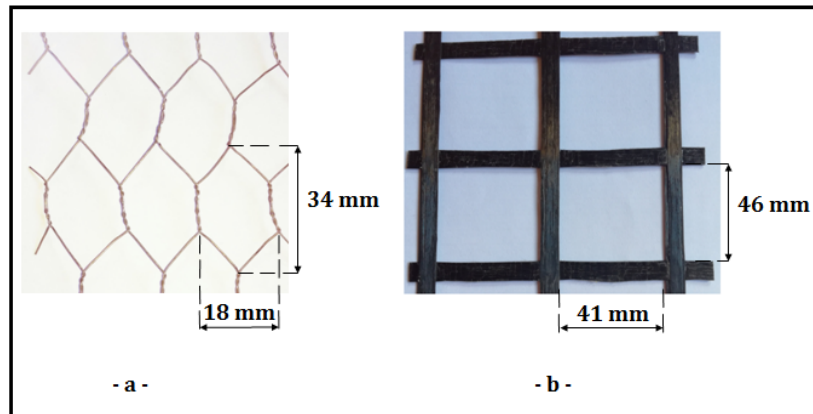


Fig. 1 Dimensions of: (a) metallic grid and (b) CFRP grid

Table 1. Geometrical properties of CFRP grid and metallic grid.

Properties	CFRP Grid	Metallic grid
weight	500 g/m ²	250 g/m ²
Diameter	/	0.43 mm
Cross-sectional area	5.18 mm ²	0.145 mm ²

Tensile tests were conducted to determine the mechanical properties of CFRP and metallic grids. The tested coupons were cut from one segment of each grid. The total length of each specimen was 300 mm, with an anchorage length of 100 mm at each end according to the ASTM D7205 / D7205M [13]. Tensile test was carried out on three samples by using digital testing machine ZWICK / Z010 of 250kN capacity with a loading rate of 3 mm/ min. The tensile test results of CFRP composite grid and metallic grid were shown in table 2.

Table 2. Mechanical properties of CFRP composite grid and metallic grid.

Properties	CFRP Grid	Metallic grid
Peak load (KN)	3.90	0.141
Tensile strength (MPa)	753.007	971.10
Elastic modulus in tension (GPa)	84.05	8.74
Ultimate elongation in tensile (%)	0.86	10.90

2.2 Reinforcement details and strengthening configuration of tested beams

The tested beams were divided into three (03) groups. The reinforcement schemes of the tested beams are presented in figure 2. The beams codes and strengthening details of beams are presented in figures 3, a, b, c.

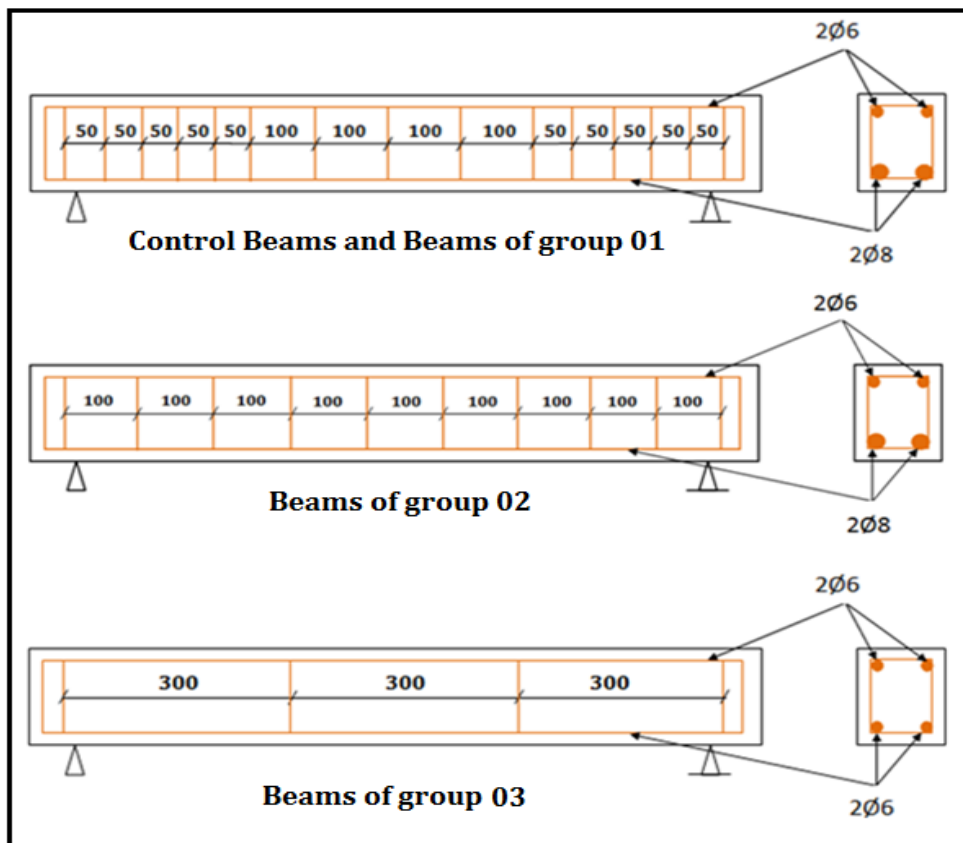


Fig. 2 Reinforcement details of the beams tested

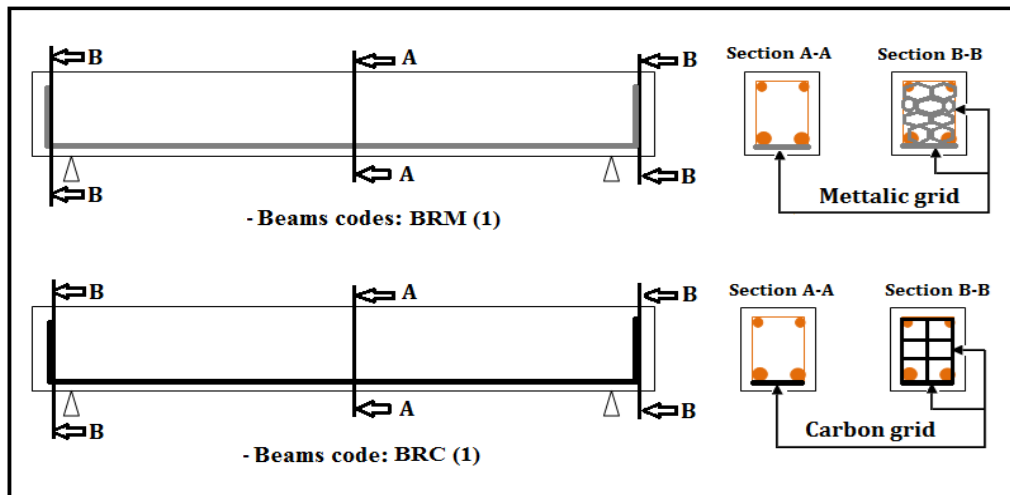


Fig. 3,a Strengthening details of beams of group 1

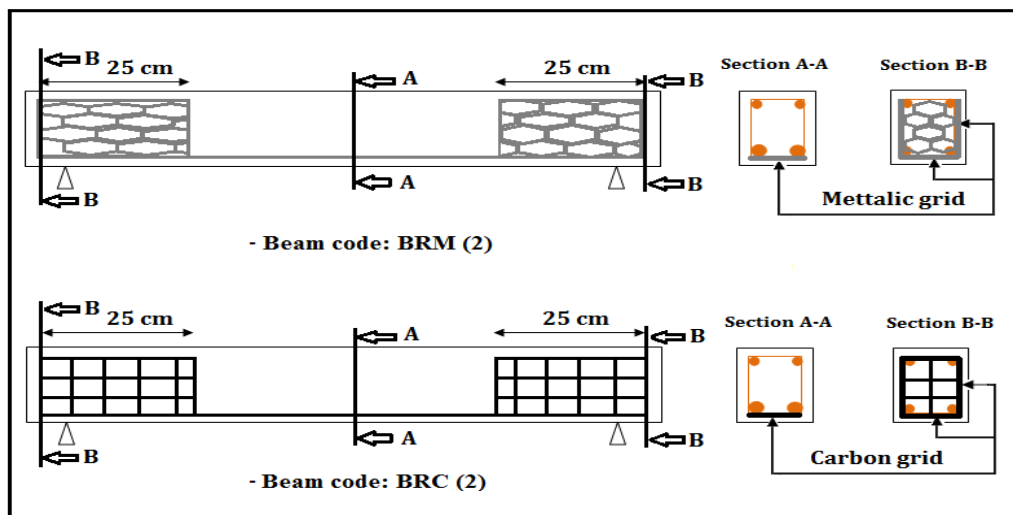


Fig. 3,b Strengthening details of beams of group 2

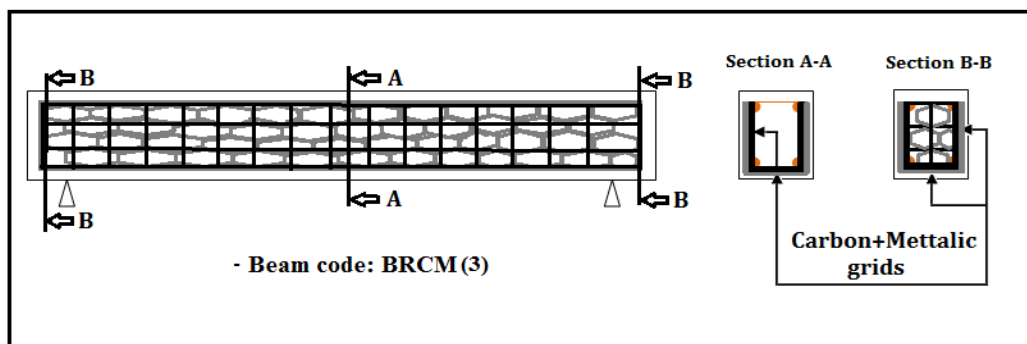


Fig. 3,c Strengthening details of beams of group 3

2.3 Preparation of RC beams

After applying of strengthening on the beams and preparation of mixing concrete, we filled the beams in three phases. After demolding (Figure 4), the specimens were deposited in a water vat for 28 days. Then, they were submitted to the bending test.

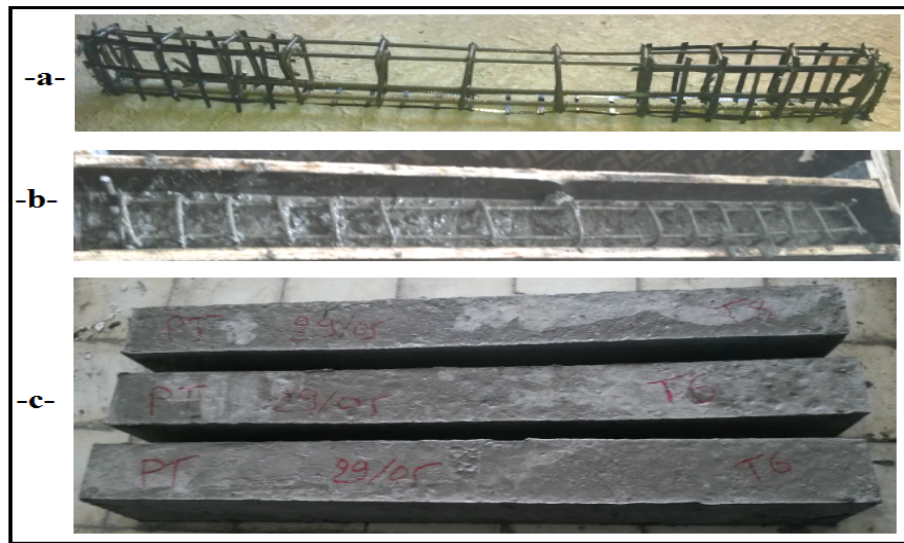


Fig. 4 Preparation of the RC beams strengthened by composite grids

2.4 Bending test

The beams were loaded in 4-point bending using a controlled universal testing machine (Controls) with a static loading capacity of 250kN with a loading rate of 0.05 MPa/s, the machine is connected to a system of automatic data acquisition managed by a computer. The effective span of the beams was 800 mm and the distance between the loads was 150 mm. Each test beam was instrumented by two linear variable differential transformers (LVDTs) placed at right and left of the middle of the beam to measure the mid-span displacement (Figure 5). The values of the vertical force and the corresponding displacement were recorded simultaneously.

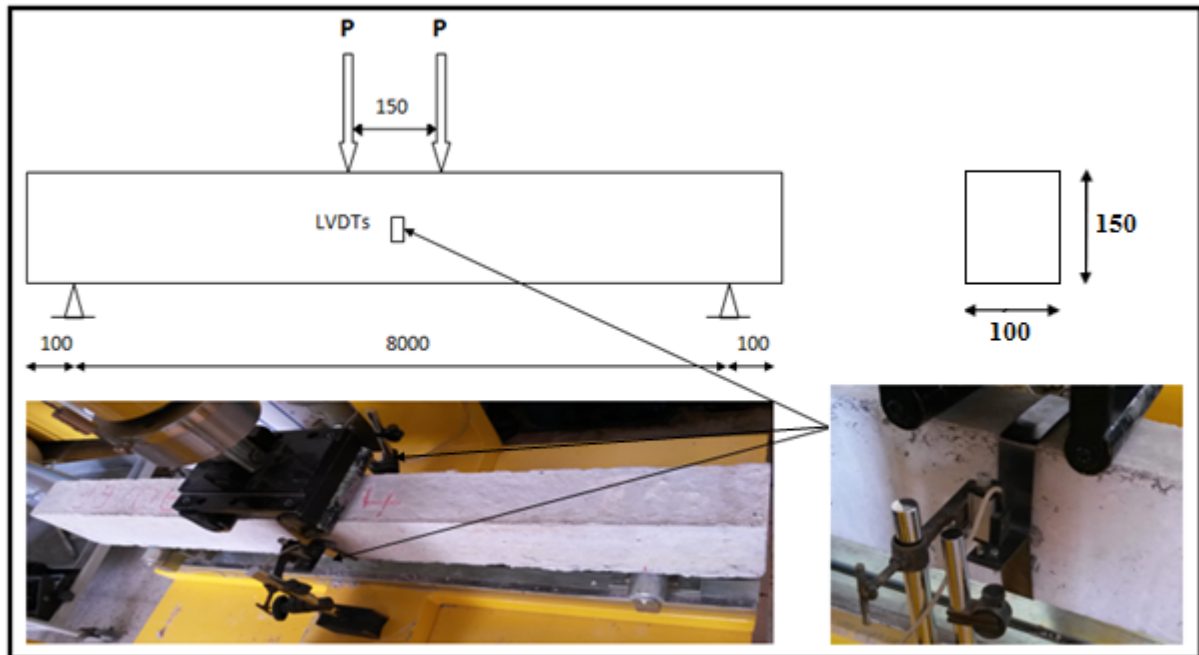


Fig. 5 Test setup and instrumentation.

3. Experimental results and discussions

3.1 Failure modes

Figures 6 to 8 shows the failure modes of all beams observed in the tests. The control beams (CB) undergoes a conventional breaking of concrete loaded in bending, the failure mode observed on the beams has high propagation of cracks, and then it notices a crushing of the concrete in the compression zone due to the fragility of concrete and extensive cracks propagation (Figure 6), All beams strengthened were failed in flexure by crushing of concrete in compression zone with evenly distributed narrow cracks throughout the flexural span followed by fracture of CFRP grids and metallic grids (Figures 7 and 8). For all beams strengthened, the appearance of cracks has been considerably delayed compared to the control beams, which shows the effectiveness of the confinement of the beams by CFRP grids and metallic grids in the limitation of the propagation of cracks despite the increase in spacing of stirrups and the decrease in the diameter of the bottom longitudinal reinforcement bars compared to control beam.

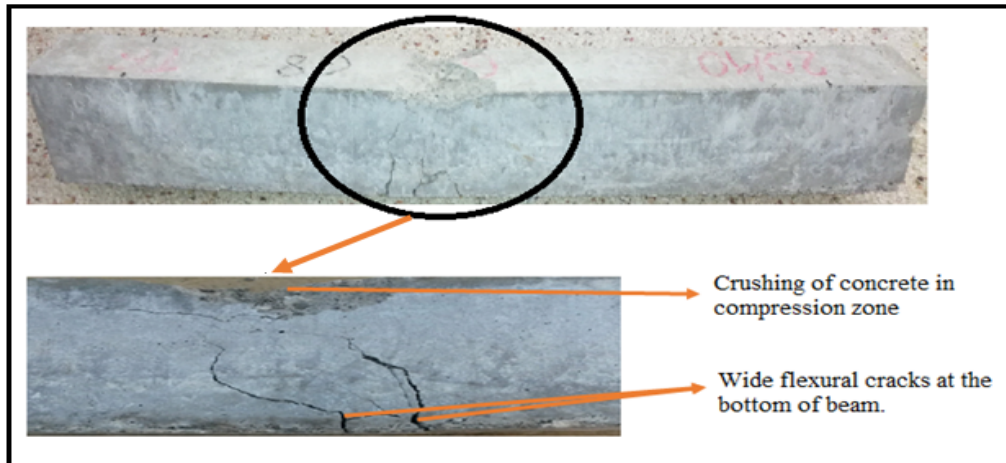


Fig. 6 Failure mode of control beams [CB]

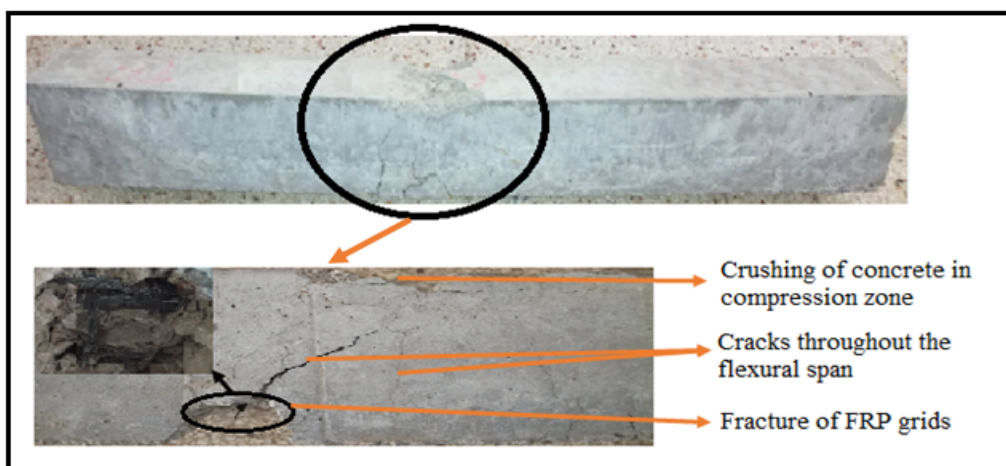


Fig. 7 Failure mode of beams [BRMBL (1), BRCBL (1), BRM (2) and BRC (2)]

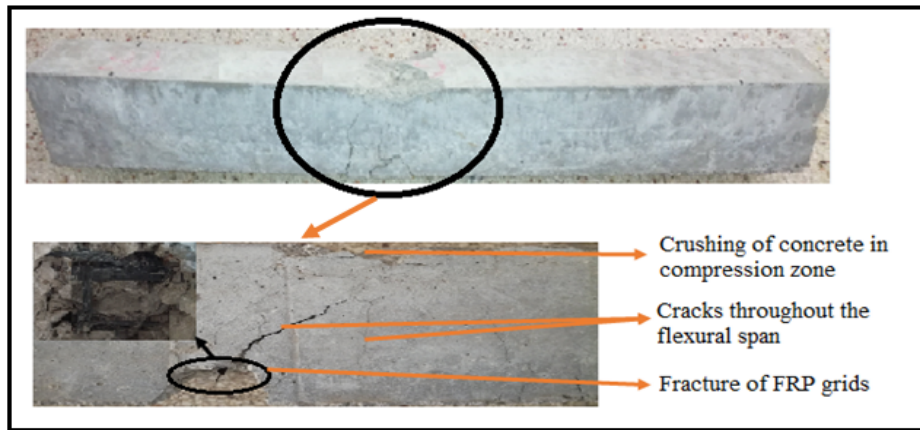


Fig. 8 Failure mode of beams BRCM (3)

3.2 Load–mid-span deflection responses

The results obtained from the bending test, in particular, the load–mid-span deflection curves of control beam in comparison with all strengthened RC beams, are illustrated in figures 9 to 11. As can be seen from these figures, the first region of the curves is linear and shows the rigidity of the beams. It can be clearly observed from the load–mid-span deflection curves, that the slope is greater in all strengthened beams comparatively with the CBs; the value of the rigidity obviously increases from the strengthening specimens to the control specimens. For strengthening RC beams, some authors [14 and 15] use the ductility notion based on energy. To quantify the ductility (μE), the deformation index can be used. This index is defined as the ratio between the energy at break (E_u) and energy at elastic limit (E_y). The energy can be calculated as the area under the load–displacement curve.

Table 3 summarize the results in terms of the ultimate load, mid-span deflection at ultimate load, ductility, increase of ultimate load, deflection, and ductility compared to that of the CB. According to the results presented in table 3, it can be observed that the flexural load, the mid-span deflection and the ductility value of all strengthening RC beams are higher than that of the CB.

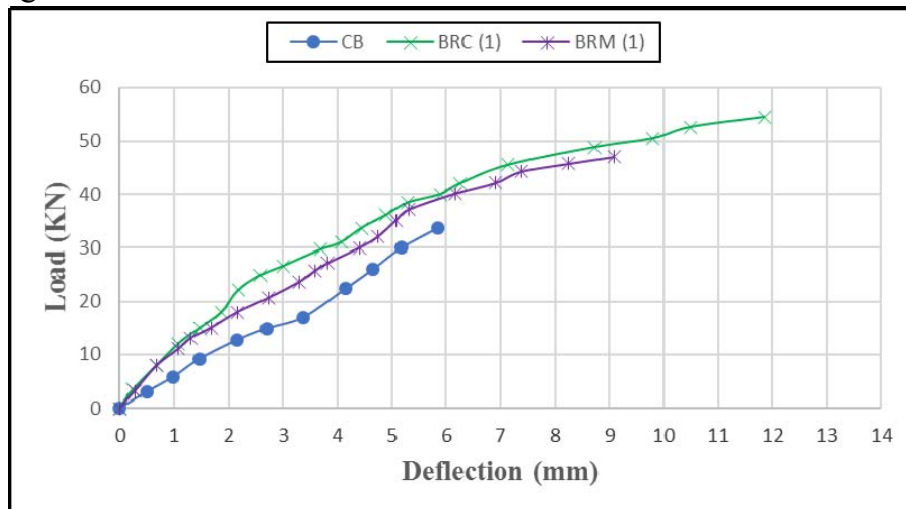


Fig. 9 Load–deflection curves of beams of group 1

Table 3. Load, mid-span deflection and ductility index values of all beams and its gains relative to the control beam

Beam code	Control beams			Strengthened beams					
	Load $f_u (KN)$	Deflection $\delta_u (mm)$	Ductility index $\mu_E (%)$	Load $f_{us}(KN)$	Deflection $\delta_{us} (mm)$	Ductility index $\mu_{Es} (%)$	$\frac{f_{us} - f_u}{f_u}$ (%)	$\frac{\delta_{us} - \delta_u}{\delta_u}$ (%)	$\frac{\mu_{Es} - \mu_E}{\mu_E}$ (%)
CB	33.71	5.84	4.45	/	/	/	/	/	/
BRMBL (1)	/	/	/	47.05	9.08	7.97	+40	+55	+79
BRCBL (1)	/	/	/	54.58	11.85	9.56	+62	+103	+115
BRM (2)	/	/	/	50.10	10.87	9.42	+49	+86	+112
BRC (2)	/	/	/	57.14	12.95	14.21	+70	+122	+219
BRCM (3)	/	/	/	36.88	8.66	6.02	+9	+48	+35

The strengthening beams of group 1 show an interesting improvement in terms of ultimate loads, midspan deflection and ductility index. The increase in the load is from 40% and 62%, the mid-span deflection is improved from 55% and 103%, for the ductility value the improvement is of 79% and 115% compared to the control beam, for the beams strengthened by the metallic grids (beam BRM (1)) and CFRP grids (beam BRC (1)), respectively compared to the control beam. These results clearly indicate the effectiveness of strengthening beam by CFRP grids and metallic grids in improving the load capacity and the mid-span deflection.

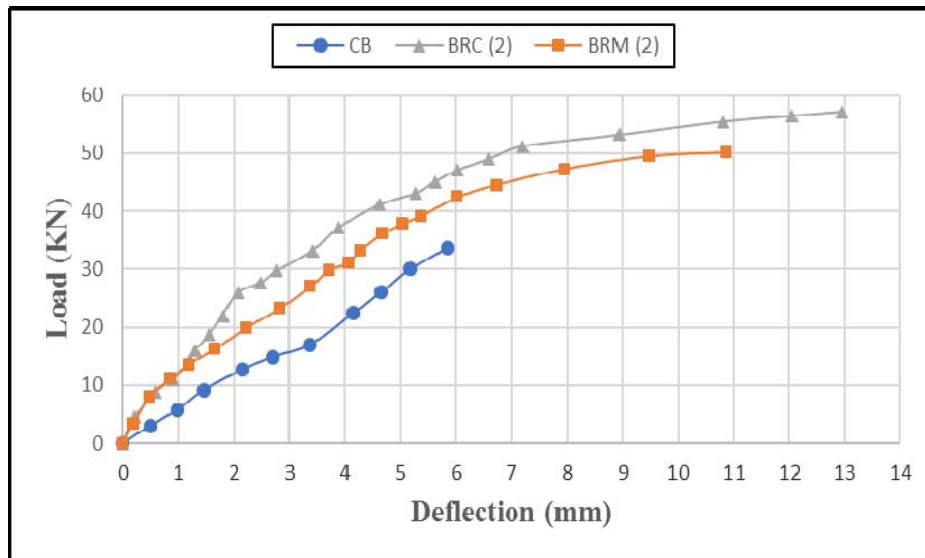


Fig. 10 Load-deflection curves of beams of group 2

In the strengthening beams of group 2, we have registered the best improvements in terms of ultimate loads, midspan deflection and ductility values despite that we have increased the spacing of the stirrups at the influence zone of shear, (see Fig. 2), the increase in the load varies from 49% and 70%, the mid-span deflection is improved from 86% and 122%, for the ductility value the improvement is of 112% and 219%, for the beams strengthened by the metallic grids (beam BRM (2)) and CFRP grids (beam BRC (2)), respectively, with a gain of 5 stirrups per linear meter of the beam compared to the control beams. These interesting results provided by the strengthening with metallic and CFRP grids are attributable to their high mechanical properties values, especially for beams strengthening by CFRP grids, these have a high value of the tensile load at failure and elastic modulus in tension compared to that corresponding to the metallic grids.

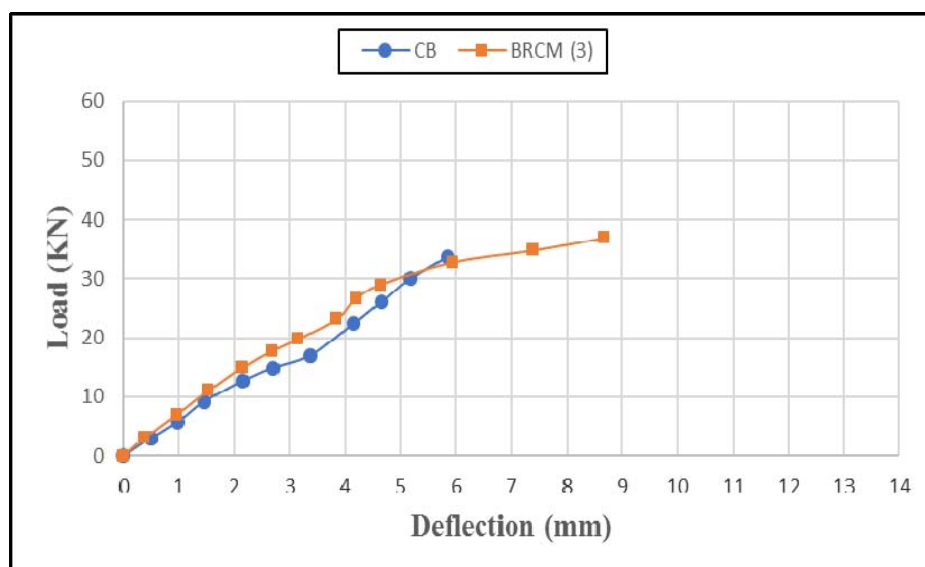


Fig. 11 Load-deflection curves of beams of group 3

For the beams of group 3 (beam BRCM (3)) strengthened by the hybrid reinforcement system with one layer of CFRP grid and one layer of metallic grids (see Fig. 3.c), the spacing between the stirrups is 30 cm on full-length of the beam with a reduce of the diameter of the bottom reinforcement bars compared to control beam (see Fig. 2), the ultimate loads, midspan deflection and ductility value have all been improved compared to the control beams, the increase in the load is 9%, the mid-span deflection is improved from 48% and the ductility value has been improved of 35%, with a gain of 11 stirrups per linear meter of the beam and a reduction in the longitudinal rebar section area equal to 39% which therefore generates a significant gain in the weight of the beam compared to the control beams. As the load increased, the size of the flexural increased leading to a flexural failure at the mid-span region. The cracks for the BRCM (3) beam were narrower compared to the control beam, the grids prevent the distribution of cracks around the shear zone in particular, and the cracks were taken up by the grids so make a less brittle material; more ductile, it takes more energy to advance the crack.

4. Conclusion

This experimental investigation focuses on the effect of strengthening beams under flexural test, using metallic and CFRP grids embedded in the beams. The results obtained show that the strengthened beams have higher mechanical properties than that of the CB, the improvement of flexural load varies from 9% to 70%, from 48% to 122% for the midspan deflection, and 35% to 219% for the ductility index depending on the type of strengthening (CFRP grids or metallic grids) and the reinforcement details. The composite grids have a significant capacity in the improving of the mechanical properties of the beams and in the reduction of construction labor costs. The tying of steel rebar is a tedious and labor-intensive process. the lightweight grids would can easily replace the steel rebar. Transportation costs would also be lower due to the reduced weight. The inherent corrosion resistance of polymers would significantly increase the life of the structure and reduce the maintenance costs. The higher raw material costs would be partially offset by these other cost reductions. The corrosion-resistant nature, high specific strength, high specific stiffness, and moldability make the metallic and CFRP grids a natural choice for critical applications where corrosion is a concern.

REFERENCES

- [1] Lieping Ye Peng Feng Qingrui Yue. “Advances in FRP Composites in Civil Engineering”. Proceedings of the 5th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering (CICE 2010), Sep 27-29, 2010, Beijing, China.
- [2] Hollaway LC. “A review of the present and future utilisation of FRP composites in the civil infrastructure with reference to their important in-service properties”. *Construction and Building Materials* 24(12): 2419–2445.
- [3] Wenyong Chen, Xiaobing Chen & Ding Yi. “The Shear Behavior of Beams Strengthened with FRP Grid”. CICE 2010 - The 5th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering September 27-29, 2010, Beijing, China.
- [4] George TARANU., Ionut Ovidiu TOMA., Raluca PLESU., Ionut Dan GRADINARIU., Mihai BUDESCU, “ Experimental Evaluation of Elastic Modulus of Unreinforced and Glass Fibre Reinforced Mineral Matrix Composite,” international conference on engineering UBI2011 - 28-30 Nov 2011 – University of Beira Interior – Covilhã, Portugal.
- [5] Ionut Ovidiu TOMA., Tomohiro MIKI and Junichiro NIWA, “Influence of random cracks on the shear behavior of reinforced concrete beams containing steel fibers,” *Dobuku Gakkai Ronbunshuu E* Vol 63 No.1,66-78,2007.2.
- [6] Ghernouti, Y and Ait tahar, K. “Multiple Confinements of Concrete Columns by Various Embedded Composite Grids”. *Journal of REINFORCED PLASTICS AND COMPOSITES* Vol. 28, No. 12/2009.
- [7] Djeddi, F., Ghernouti, Y., Abdelaziz Y and Li Alex. “Strengthening in flexure–shear of RC beams with hybrid FRP systems: Experiments and numerical modeling”. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 2016, Vol. 35(22) 1642–1660.
- [8] Taouche F, Ait tahar K and Hannachi NE. “Behavior of reinforced concrete beams by confined oblique rods”. *Applied Mechanics and Materials*; ISSN: 1662-7482, Vol. 146, pp 27-38.
- [9] Rahman, A. H., Kingsley, C. Y., and Kobayashi, K., 2000. “Service and Ultimate Load Behavior of Bridge Deck Reinforced with Carbon FRP Grid”. *Journal of Composites for Construction*, Vol. 4, No 1, pp. 16-23.
- [10] Yost, J. R., Goodspeed, C. H., and Schmeckpeper, E. R., 2001. “Flexural Performance of Concrete Beams Reinforced with FRP Grids” *Journal of Composites for Construction*, Vol. 5, No 1, pp. 18-25.
- [11] Harries, K. A., and Gassman, S. L., 2003. “Load Tests of Reinforced Concrete Catch Basing Knockout Panels”. Department of Civil and Environmental Engineering, University of South Carolina, Report No ST03-01, p. 21.
- [12] Shao, Y., Johnson, C., and Mirmiran, A., 2003. “Control of Plastic Shrinkage Cracking of Concrete with TechFab Carbon FRP Grids”. Department of Civil, Construction, and Environmental Engineering, North Carolina State University, Report to Tech- Fab Inc, p. 7.
- [13] D7205/D7205M A. “Standard test method for tensile properties of fiber reinforced polymer matrix composite bars”. ASTM International, West Conshohocken, PA 19428, 2011.
- [14] Attari N, Amziane S and Chemrouk M. “Efficiency of beam–column joint strengthened by FRP laminates”. *Adv Compos Mater* 2010; 19: 171–183.
- [15] Attari N, Amziane S and Chemrouk M. “Flexural strengthening of concrete beams using CFRP, GFRP and hybrid FRP sheets”. *Constr Build Mater* 2012; 37: 746–757.

Transferul de căldură prin conducție termică prin peretele cilindric neomogen cu straturi având conductivitatea termică variabilă cu temperatura rezolvat în Microsoft Excel

Heat transfer by thermal conduction through inhomogeneous cylindrical wall with layers with variable thermal conductivity with temperature solved in Microsoft Excel

Șef lucr. Dr. ing. Gelu-Adrian CHISĂLIȚĂ

Universitatea Tehnică din Cluj-Napoca, Facultatea de Instalații, Romania
gelu.chisalita@insta.utcluj.ro

DOI:10.37789/rjce.2020.11.2.5

Rezumat: *Lucrarea prezintă o modalitate de rezolvare a problemei transmiterii căldurii prin conducție termică în regim staționar printr-un perete cilindric neomogen (multistrat) cu straturi având conductivitatea termică variabilă cu temperatura. Implementarea rezolvării este făcută în aplicația software Microsoft Excel® pentru a folosi instrumentul Solver cu scopul de a rezolva sistemul de ecuații neliniare direct dependent de temperaturile de pe suprafețele delimitatoare ale straturilor peretelui cilindric.*

Cuvinte cheie: *transfer, căldură, staționar, perete, cilindric, multistrat, sistem, ecuații, neliniare, Solver, Excel*

Abstract: *The paper presents a method for solving the steady-state heat transfer problem through a non-homogeneous / multilayered cylindrical shell having one or all layers with variable thermal conductivity. The Solver tool from Microsoft Excel® software application is used for solving the system of nonlinear equations directly dependent on the unknown temperatures on the bounding surfaces of the layers.*

Keywords: *transfer, heat, stationary, wall, cylindrical, multilayer, system, equations, nonlinear, solver, excel*

1. INTRODUCERE

Transmiterea căldurii prin conducție termică în regim staționar $\frac{\partial t}{\partial \tau} = 0$ prin corpuri fără surse interioare de căldură ($\dot{q}_{\text{SIC}} = 0$) este descrisă de către ecuația generală a conducției termice (ecuația lui FOURIER) exprimată în forma (1) [1], [2], [3], [4], [5], [6], [7] ș.a.

$$\nabla^2 t = 0 \text{ sau } \frac{\partial^2 t}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial z^2} = 0 \quad (1)$$

În cazul pereților cilindrici (PC) se utilizează relația (2)

$$\frac{\partial^2 t}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial y^2} = 0 \quad (2)$$

(axa Oz fiind axa cilindrului $\frac{\partial t}{\partial z}=0$) și ecuația cercului (3)

$$x^2 + y^2 = R^2 \quad (3)$$

După transformarea Laplacianului în coordonate cilindrice ecuația diferențială a câmpului de temperatură devine [1], [2], [3], [4], [5], [6], [7] ș.a.

$$\frac{\partial^2 t}{\partial R^2} + \frac{1}{R} \cdot \frac{\partial t}{\partial R} = 0 \text{ sau } \frac{1}{R} \cdot \frac{d}{dR} \left(R \cdot \frac{dt}{dR} \right) = 0 \quad (4)$$

Integrând ecuația diferențială și aplicând condițiile la limită de specia 1 (DIRICHLET) se obțin relațiile cunoscute pentru ecuația câmpului de temperatură (5), fluxul termic unitar $\dot{q}$ transmis (6) și fluxul termic total $\dot{Q}$ transmis (7) [1], [2], [3], [4], [5] ș.a.

$$t = t_{si} - (t_{si} - t_{se}) \frac{\ln\left(\frac{d}{d_i}\right)}{\ln\left(\frac{d_e}{d_i}\right)} \quad [^\circ\text{C}] \quad (5)$$

$$\dot{q} = \frac{\Delta t}{R_t} = \frac{t_{si} - t_{se}}{\frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \lambda} \ln\left(\frac{d_e}{d_i}\right)} \quad \left[\frac{\text{W}}{\text{m}}\right] \quad (6)$$

$$\dot{Q} = \frac{\Delta t}{R_{tt}} = \frac{t_{si} - t_{se}}{\frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \lambda \cdot L} \ln\left(\frac{d_e}{d_i}\right)} \quad [\text{W}] \quad (7)$$

Relațiile de mai sus au fost determinate pornind de la ipoteza în care conductivitatea termică a materialului peretelui cilindric reprezintă o constantă $\lambda = \text{ct}$. În cazul în care conductivitatea termică λ variază cu temperatura pot fi folosite diverse expresii de calcul de forma liniară (8), polinomială (9) etc. [1], [3], [4], [7] ș.a.

$$\lambda = A \pm B \cdot T \quad (8)$$

$$\lambda = A \pm B \cdot T \pm C \cdot T^2 \pm D \cdot T^3 \quad (9)$$

Transferul de căldură prin conducție termică prin pereții cilindrici neomogeni cu straturi având conductivitatea termică variabilă cu temperatura rezolvat în Microsoft Excel cu A, B, C și D coeficienți de material sau o relație simplă și practică (10) [1], [3], [4], [8] ș.a.

$$\lambda = \lambda_0 \cdot (1 \pm \beta \cdot t) \quad \left[\frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}} \right] \quad (10)$$

în care λ_0 reprezintă valoarea conductivității termice la o temperatură de referință, iar β este un coeficient numeric în funcție de material.

Rezolvarea clasică impune precizarea temperaturilor medii t_{med} ale straturilor peretelui cilindric neomogen (multistrat) folosind temperatura medie aritmetică

$$t_{med} = \frac{t_{si} + t_{se}}{2} \quad [^{\circ}\text{C}] \quad (11)$$

și utilizarea conductivității termice medii λ_{med}

$$\lambda_{med} = \lambda_0 \cdot (1 \pm \beta \cdot t_{med}) \quad \left[\frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}} \right] \quad (12)$$

pentru exprimarea și calculul fluxului termic unitar transmis

$$\dot{q} = \frac{t_{si} - t_{se}}{\frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \lambda_{med}} \ln\left(\frac{d_e}{d_i}\right)} \quad \left[\frac{\text{W}}{\text{m}} \right] \quad (13)$$

Deoarece temperaturile pe suprafețele de contact între straturi nu sunt cunoscute trebuie rezolvat un sistem de N ecuații neliniare având ca N necunoscute aceste temperaturi.

În [8] a fost prezentată o metodă de soluționare a transferului termic prin pereți cilindrici multistrat (PCMS) având conductivitatea termică variabilă cu temperatura prin implementarea rezolvării problemei în aplicația software Mathcad®, soluționarea sistemului de ecuații neliniare format cu ajutorul unui bloc Given-Find, calculul valorilor temperaturilor pe suprafețele delimitatoare ale straturilor acestuia și determinarea fluxului termic unitar transmis prin conducție termică.

În lucrarea de față se prezintă o altă metodă de rezolvare a aceleiași probleme bazată pe utilizarea următoarei relații de exprimare a fluxului termic unitar [4] ș.a.

$$\dot{q} = \frac{\theta_{si} - \theta_{se}}{\frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \lambda_p} \ln\left(\frac{d_e}{d_i}\right)} \quad \left[\frac{\text{W}}{\text{m}} \right] \quad (14)$$

în care funcțiile parabolice de temperatură θ_{si} și θ_{se} se determină cu formulele [4] ș.a.

$$\theta_{si} = \left(t_{si} + \frac{1}{\beta}\right)^2 \quad [^{\circ}\text{C}^2] \quad (15)$$

$$\theta_{se} = \left(t_{se} + \frac{1}{\beta}\right)^2 \quad [^{\circ}\text{C}^2] \quad (16)$$

iar echivalența conductivității termice λ_p a unui strat component al PCMS folosind relația

$$\lambda_p = \frac{\lambda_0 \cdot \beta}{2} \quad \left[\frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}^2} \right] \quad (17)$$

Implementarea soluționării problemei a fost făcută în aplicația software Microsoft Excel® în vederea utilizării instrumentului Solver pentru rezolvarea sistemului de ecuații neliniare NxN care se formează și în acest caz.

Solver-ul operează cu un grup de celule corelate direct și/sau indirect cu o anumită celulă-țintă sau obiectiv care conține o valoare precizată de către utilizator sau care poate fi minimizată ori maximizată în cazul rezolvării unor probleme de optimizare. Instrumentul Solver modifică valorile inițiale din celulele indicate de către utilizator pentru a obține apoi în această celulă-țintă rezultatul urmărit având în vedere constrângerile (restricțiile) care precizează domeniul de soluții posibile și algoritmul de rezolvare selectat pentru problema respectivă.

Metoda de rezolvare propusă nu solicită un efort ridicat de implementare pe calculator, iar rezultatele numerice se obțin rapid fiind utilă și în analiza unor cazuri în care datele problemei pot suferi diverse modificări față de valorile inițiale adoptate în calcul.

2. IMPLEMENTAREA ȘI REZOLVAREA PROBLEMEI DE TRANSFER TERMIC ÎN MICROSOFT EXCEL

Pentru a compara și verifica rezultatele obținute se propune implementarea pe calculator și rezolvarea unei probleme de transmitere a căldurii în regim termic

Transferul de căldură prin conducție termică prin perețele cilindric neomogen cu straturi având conductivitatea termică variabilă cu temperatura rezolvat în Microsoft Excel staționar prin pereți cilindrici neomogeni având straturi cu conductivitatea termică variabilă cu temperatura similară cu cea formulată în [8] și enunțată astfel:

Să se determine fluxul termic unitar pierdut printr-o conductă de oțel $\phi 356 \times 8$ mm izolată cu două straturi de izolație termică cunoscând temperatura pe suprafața interioară $t_{si}=300^\circ\text{C}$, temperatura pe suprafața exterioară $t_{se}=50^\circ\text{C}$ și caracteristicile straturilor specificate în următorul tabel.

TABELUL 1

Caracteristici straturi PCMS

Nr. strat	Material	Grosime [mm]	Conductivitate termică [W/m·K]
1	Oțel	$\phi 356 \times 8$	$\lambda_1 = 50$
2	Izolație termică nr. 1	30	$\lambda_2 = 0.35 \cdot (1 + 6.25 \cdot 10^{-4} \times t)$
3	Izolație termică nr. 2	50	$\lambda_3 = 0.23 \cdot (1 + 8 \cdot 10^{-4} \times t)$

Implementarea rezolvării cu ajutorul calculatorului a problemei formulate mai sus implică parcurgerea următoarelor etape principale.

Se definesc și se introduc ca date inițiale ale problemei (figura 1) conductivitatea termică de referință λ_{0n} și coeficientul numeric în funcție de material β_{0n} pentru fiecare dintre straturile componente ale PCMS, diametrul exterior al conductei d_e , grosimile straturilor δ_n și temperaturile t_{si} și t_{se} pe suprafața interioară, respectiv exterioară a PCMS (condițiile la limită de tip DIRICHLET).

Datele problemei			
Marime	Simbol	Valoare	UM
Constanta Lambda01	λ_{01}	50.0	W/mK
Constanta Beta1	β_1	0.00E+00	1/K
Constanta Lambda02	λ_{02}	0.35	W/mK
Constanta Beta2	β_2	6.25E-04	1/K
Constanta Lambda03	λ_{03}	0.23	W/mK
Constanta Beta3	β_3	8.00E-04	1/K
Diametru exterior conducta	d_e	356.0	mm
Grosime perete conducta	δ_1	8.0	mm
Grosime strat izolatie 1	δ_2	30.0	mm
Grosime strat izolatie 2	δ_3	50.0	mm
Temperatura suprafata interioara	t_{si}	300.0	C
Temperatura suprafata exterioara	t_{se}	50.0	C

Figura 1. Implementarea datelor inițiale ale problemei

Introducerea acestor valori se face parametrizat ca variabile astfel încât în cazul unor modificări aduse datelor inițiale ale problemei rezultatele urmărite să fie recalculat fără alte intervenții asupra implementării rezolvării prin formule facilitând obținerea rapidă a soluției dorite.

Se calculează diametrul interior al conductei cu relația

$$d_i = d_e - 2 \cdot \delta_1 \quad [\text{mm}] \quad (18)$$

și diametrele straturilor de izolație termică cu formulele (19) și (20) ca în figura 2.

$$d_{iz1} = d_e + 2 \cdot \delta_2 \quad [\text{mm}] \quad (19)$$

$$d_{iz2} = d_{iz1} + 2 \cdot \delta_3 \quad [\text{mm}] \quad (20)$$

Marime	Simbol	Valoare	UM
Diametru interior conducta	d_i	340.0	mm
Diametru strat izolatie 1	d_{iz1}	416.0	mm
Diametru strat izolatie 2	d_{iz2}	516.0	mm

Figura 2. Diametrul interior al conductei și diametrele straturilor de izolație termică

Transferul de căldură prin conducție termică prin peretele cilindric neomogen cu straturi având conductivitatea termică variabilă cu temperatura rezolvat în Microsoft Excel

Se inițializează cu o valoare arbitrară temperatura t_{x1} pe suprafața de contact între conductă și primul strat de izolație termică și se introduce relația de calcul a fluxului termic unitar $\dot{q}_1$ transmis prin conducție prin peretele conductei (figura 3).

$$\dot{q}_1 = \frac{(t_{si} + \frac{1}{\beta_1})^2 - (t_{x1} + \frac{1}{\beta_1})^2}{\frac{1}{2 \cdot \pi \cdot (\lambda_{01} \cdot \frac{\beta_1}{2})} \cdot \ln(\frac{d_e}{d_i})} \quad \left[\frac{W}{m} \right] \quad (21)$$

Se inițializează cu o valoare arbitrară temperatura t_{x2} pe suprafața de contact între cele două straturi de izolație termică și se introduce relația de calcul a fluxului termic unitar $\dot{q}_3$ transmis prin conducție prin doilea strat de izolație termică (figura 3).

$$\dot{q}_3 = \frac{(t_{x2} + \frac{1}{\beta_3})^2 - (t_{se} + \frac{1}{\beta_3})^2}{\frac{1}{2 \cdot \pi \cdot (\lambda_{03} \cdot \frac{\beta_3}{2})} \cdot \ln(\frac{d_{iz2}}{d_{iz1}})} \quad \left[\frac{W}{m} \right] \quad (22)$$

Având precizate cele două valori arbitrare pentru temperaturile t_{x1} și t_{x2} pe suprafețele de contact între straturile PCMS se introduce relația de calcul a fluxului termic unitar $\dot{q}_2$ transmis prin conducție termică prin primul strat de izolație termică (figura 3).

$$\dot{q}_2 = \frac{(t_{x1} + \frac{1}{\beta_2})^2 - (t_{x2} + \frac{1}{\beta_2})^2}{\frac{1}{2 \cdot \pi \cdot (\lambda_{02} \cdot \frac{\beta_2}{2})} \cdot \ln(\frac{d_{iz1}}{d_e})} \quad \left[\frac{W}{m} \right] \quad (23)$$

Marime	Simbol	Valoare initiala	Valoare finala	UM
Temperatura suprafata contact 1	tx1	290.0	290.000	C
Flux termic unitar prin strat conducta	q1	68317.602	68317.602	W/m
Temperatura suprafata contact 2	tx2	100.0	100.000	C
Flux termic unitar prin strat izolatie 2	q3	355.545	355.545	W/m
Flux termic unitar prin strat izolatie 1	q2	3009.576	3009.576	W/m

Figura 3. Valorile temperaturilor inițiale pe suprafețele de contact între straturi și fluxurile termice unitare transmise prin conducție termică

Datorită faptului că cele două temperaturi pe suprafețele de contact între straturile PCMS au fost alese arbitrar servind ca suport pentru construcția

implementării pe calculator a rezolvării problemei valorile fluxurilor termice unitare $\dot{q}_1$, $\dot{q}_2$ și $\dot{q}_3$ transmise prin conducție prin straturile peretelui cilindric rezultă diferite (figura 3).

Se calculează valoarea diferențelor Err_{12} și Err_{23} între acestea folosind relațiile

$$Err_{12} = \Delta \dot{q}_{12} = \dot{q}_1 - \dot{q}_2 \quad \left[\frac{W}{m} \right] \quad (24)$$

$$Err_{23} = \Delta \dot{q}_{23} = \dot{q}_2 - \dot{q}_3 \quad \left[\frac{W}{m} \right] \quad (25)$$

și o diferență generală Err care exprimă diferența precedentelor

$$Err = Err_{12} - Err_{23} \quad \left[\frac{W}{m} \right] \quad (26)$$

ca în figura 4.

Eroare q1-q2	Err12	65308.03	65308.026	W/m
Eroare q2-q3	Err23	2654.03	2654.031	W/m
Eroare	Err	62653.99	62653.995	W/m

Figura 4. Determinarea diferențelor inițiale între valorile fluxurilor termice unitare și a diferenței generale Err

Pentru a face un calcul de verificare a valorii fluxului termic unitar $\dot{q}$ transmis între suprafața interioară și exterioară prin PCMS având straturi cu conductivitatea termică variabilă cu temperatura se introduce suplimentar în foaia de calcul formula (27) bazată pe relațiile (11), (12) și (13) cu rezultatul prezentat în figura 5.

$\dot{q} =$

$$\frac{t_{si} - t_{se}}{\frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \lambda_{01} \cdot \left(1 + \beta_1 \cdot \frac{(t_{si} + t_{x1})}{2}\right)} \ln\left(\frac{d_e}{d_i}\right) + \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \lambda_{02} \cdot \left(1 + \beta_2 \cdot \frac{(t_{x1} + t_{x2})}{2}\right)} \ln\left(\frac{d_{iz1}}{d_e}\right) + \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \lambda_{03} \cdot \left(1 + \beta_3 \cdot \frac{(t_{x2} + t_{se})}{2}\right)} \ln\left(\frac{d_{iz2}}{d_{iz1}}\right)} \quad \left[\frac{W}{m} \right] \quad (27)$$

Verificare				
Flux termic unitar transmis	q	1226.047	1226.047	W/m

Figura 5. Verificarea valorii fluxului termic unitar $\dot{q}$ transmis

Transferul de căldură prin conducție termică prin pereții cilindric neomogen cu straturi având conductivitatea termică variabilă cu temperatura rezolvat în Microsoft Excel

Pentru a respecta legea conservării energiei (LCE) pusă în evidență de către condițiile la limită de specia a 4-a (contact) trebuie obținută egalitatea fluxurilor termice unitare

$$\dot{q} \equiv \dot{q}_1 \equiv \dot{q}_2 \equiv \dot{q}_3 \quad \left[\frac{\text{W}}{\text{m}} \right] \quad (28)$$

prin rezolvarea de exemplu a unui sistem de două ecuații neliniare de tipul

$$\begin{cases} \dot{q}_1 - \dot{q}_2 = 0 \\ \dot{q}_2 - \dot{q}_3 = 0 \end{cases} \quad (29)$$

care ținând cont de relațiile (21), (22) și (23) se dezvoltă în forma următoare

$$\begin{cases} \frac{\left(t_{si} + \frac{1}{\beta_1} \right)^2 - \left(t_{x1} + \frac{1}{\beta_1} \right)^2}{\frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \left(\lambda_{01} \cdot \frac{\beta_1}{2} \right)} \cdot \ln \left(\frac{d_e}{d_i} \right)} - \frac{\left(t_{x1} + \frac{1}{\beta_2} \right)^2 - \left(t_{x2} + \frac{1}{\beta_2} \right)^2}{\frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \left(\lambda_{02} \cdot \frac{\beta_2}{2} \right)} \cdot \ln \left(\frac{d_{iz1}}{d_e} \right)} = 0 \\ \frac{\left(t_{x1} + \frac{1}{\beta_2} \right)^2 - \left(t_{x2} + \frac{1}{\beta_2} \right)^2}{\frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \left(\lambda_{02} \cdot \frac{\beta_2}{2} \right)} \cdot \ln \left(\frac{d_{iz1}}{d_e} \right)} - \frac{\left(t_{x2} + \frac{1}{\beta_3} \right)^2 - \left(t_{se} + \frac{1}{\beta_3} \right)^2}{\frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \left(\lambda_{03} \cdot \frac{\beta_3}{2} \right)} \cdot \ln \left(\frac{d_{iz2}}{d_{iz1}} \right)} = 0 \end{cases} \quad (30)$$

Determinarea temperaturilor necunoscute t_{x1} și t_{x2} pe suprafețele delimitatoare ale straturilor cu conductivitate termică variabilă cu temperatura și apoi a valorilor fluxurilor termice unitare transmise prin acestea se face rezolvând numeric cu ajutorul Solver-ului sistemul de ecuații neliniare (30) prin parcurgerea următoarelor etape:

- a) Se apelează instrumentul Solver din tab-ul Data al aplicației software Microsoft Excel®. Solver-ul este un add-in care trebuie instalat înainte de prima utilizare. Aceasta se face prin apelarea fereastrei de dialog indicată în figura 6 pornind din meniul *File -> Options -> Add-ins -> Excel Add-ins -> Go ...* și marcarea casetei de validare (checkbox) corespunzătoare;

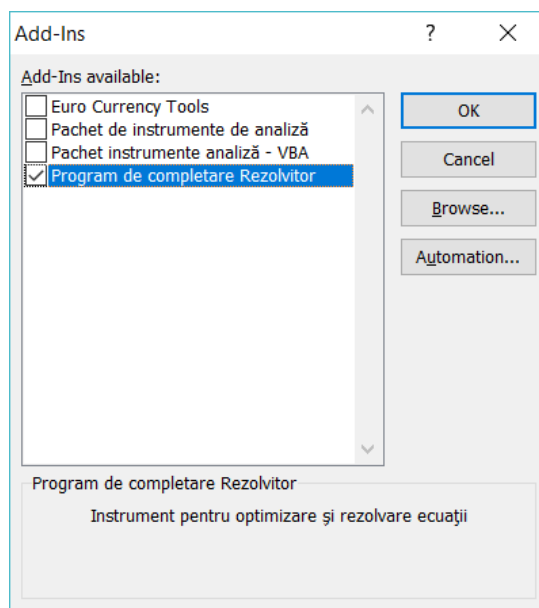


Figura 6. Instalarea Solver-ului ca add-in înainte de prima utilizare

- b) Se introduce referința la celula-țintă sau obiectiv având numele de domeniu Eroare (figura 7) care reprezintă variabila Err calculată cu relația (26) și prezentată anterior în figura 4. Pentru a respecta legea conservării energiei (28) și a obține egalitatea fluxurilor termice unitare transmise prin straturile PCMS diferențele Err_{12} și Err_{23} între valorile acestora calculate cu relațiile (24) și (25) trebuie să fie nule, iar eroarea generală Err trebuie să aibă teoretic valoarea 0 (zero) $Err=0$. Aceasta valoare care se dorește a fi obținută se introduce în caseta de text "Value Of" aflată în linia următoare;
- c) Prin selecție se precizează celulele care conțin valorile variabile ale temperaturilor necunoscute t_{x1} și t_{x2} pe suprafețele de contact între straturile PCMS (figura 3) având numele de domeniu $_tx1$ și $_tx2$ în figura 7;

Transferul de căldură prin conducție termică prin peretele cilindric neomogen cu straturi având conductivitatea termică variabilă cu temperatura rezolvat în Microsoft Excel

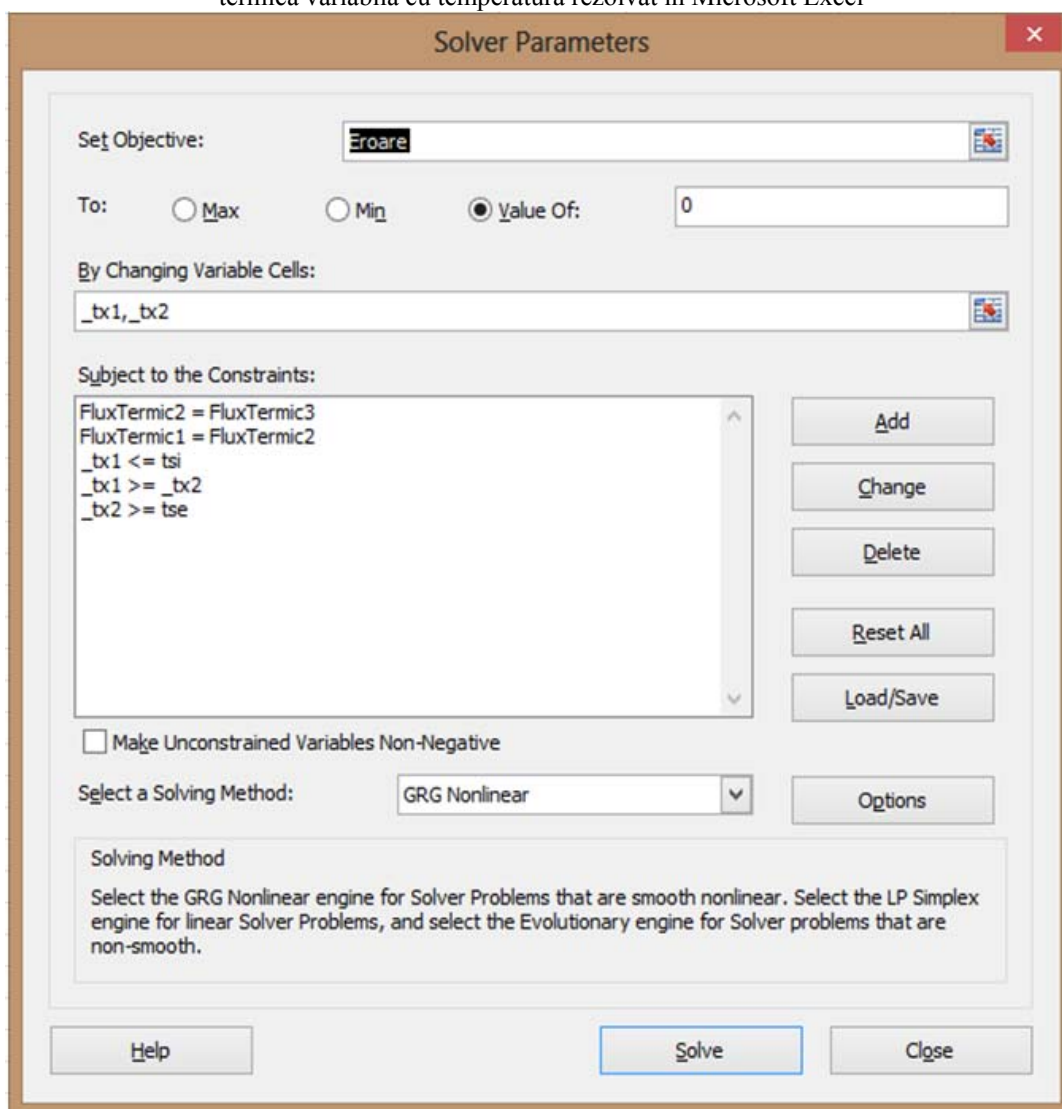


Figura 7. Parametrii de rezolvare utilizați în Solver

- d) În caseta-listă următoare se specifică restricțiile / constrângerile care definesc rezolvarea numerică a problemei folosind butoanele pentru adăugare, modificare sau ștergere ("Add" / "Change" / "Delete") ale ferestrei de dialog: egalitatea fluxurilor termice unitare $\dot{q}_1$, $\dot{q}_2$ și $\dot{q}_3$ transmise prin straturile PCMS, necesitatea ca temperaturile pe suprafețele delimitatoare ale straturilor să aibă valori descrescătoare pornind de la t_{si} e.g., $t_{si} > t_{x1}$ etc.);
- e) Se alege o metodă de rezolvare corespunzătoare pentru soluționarea problemei numerice neliniare, de exemplu algoritmul GRG Nonlinear din

figura 7 și opțional se precizează suplimentar diverse opțiuni avansate de rezolvare folosind butonul "Options";

f) Se apasă butonul "Solve".

În urma rezolvării numerice a sistemului de ecuații neliniare (30) se obțin temperaturile necunoscute t_{x1} și t_{x2} pe suprafețele delimitatoare ale straturilor PCMS și sunt calculate valorile fluxurilor termice unitare $\dot{q}_1$, $\dot{q}_2$ și $\dot{q}_3$ transmise prin acestea (figura 8).

Marime	Simbol	Valoare initiala	Valoare finala	UM
Temperatura suprafata contact 1	tx1	290.0	299.813	C
Flux termic unitar prin strat conducta	q1	68317.602	1278.861	W/m
Temperatura suprafata contact 2	tx2	100.0	221.934	C
Flux termic unitar prin strat izolatie 2	q3	355.545	1278.861	W/m
Flux termic unitar prin strat izolatie 1	q2	3009.576	1278.861	W/m
Eroare q1-q2	Err12	65308.03	0.000	W/m
Eroare q2-q3	Err23	2654.03	0.000	W/m
Eroare	Err	62653.99	0.000	W/m

Figura 8. Rezultate numerice temperaturi t_{x1} , t_{x2} și fluxuri termice unitare

Privind rezultatele numerice prezentate în figura 8 și afișate în coloana **Valoare finală** se remarcă respectarea tuturor condițiilor impuse privind legea conservării energiei (28) prin obținerea egalității fluxurilor termice unitare transmise prin straturile PCMS și anularea diferențelor inițiale Err₁₂, Err₂₃ și Err între valorile acestora.

Verificarea suplimentară generală folosind relația (27) confirmă validitatea rezultatului obținut privind valoarea corectă a fluxului termic unitar $\dot{q}$ transmis între suprafața interioară și exterioară prin PCMS studiat (figura 9).

Verificare				
Flux termic unitar transmis	q	1226.047	1278.861	W/m

Figura 9. Fluxul termic unitar $\dot{q}$ transmis între suprafața interioară și exterioară a PCMS

Având în vedere obiectivele acestei lucrări și datele problemei rezolvate se observă de asemenea că rezultatele numerice obținute folosind Solver-ul din aplicația

Transferul de căldură prin conducție termică prin peretele cilindric neomogen cu straturi având conductivitatea termică variabilă cu temperatura rezolvat în Microsoft Excel

Microsoft Excel® sunt identice cu cele prezentate în [8] și determinate prin a doua metodă de rezolvare (figura 10 și figura 11) confirmând în acest mod soluționarea corespunzătoare a problemei propuse folosind o implementare diferită pe calculator și un alt instrument de rezolvare a unui sistem de ecuații neliniare.

Se presupun următoarele valori initiale

Temperatura pe suprafața de contact oțel-strat izolație 1 $t_{x1} := 295 \cdot ^\circ\text{C}$

Temperatura pe suprafața de contact strat izolație 1-strat izolație 2 $t_{x2} := 150 \cdot ^\circ\text{C}$

Given

$$\text{fn_q}(t_{si}, t_{x1}, \lambda_{01}, \beta_1, d_i, d_e) - \text{fn_q}(t_{x1}, t_{x2}, \lambda_{02}, \beta_2, d_e, d_{iz1}) = 0$$

$$\text{fn_q}(t_{x1}, t_{x2}, \lambda_{02}, \beta_2, d_e, d_{iz1}) - \text{fn_q}(t_{x2}, t_{se}, \lambda_{03}, \beta_3, d_{iz1}, d_{iz2}) = 0$$

$$\begin{pmatrix} t_{x1} \\ t_{x2} \end{pmatrix} := \text{Find}(t_{x1}, t_{x2}) \quad \begin{pmatrix} t_{x1} \\ t_{x2} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 299.813 \\ 221.934 \end{pmatrix} ^\circ\text{C}$$

Figura 10. Valori temperaturi t_{x1} și t_{x2} pe suprafețele de contact între straturi [8]

Valorile fluxului termic prin straturile peretelui cilindric

Fluxul termic prin

$$\text{stratul conductiei} \quad q_1 := \text{fn_q}(t_{si}, t_{x1}, \lambda_{01}, \beta_1, d_i, d_e) \quad q_1 = 1278.861 \frac{\text{W}}{\text{m}}$$

Fluxul termic prin

$$\text{stratul izolație 1} \quad q_2 := \text{fn_q}(t_{x1}, t_{x2}, \lambda_{02}, \beta_2, d_e, d_{iz1}) \quad q_2 = 1278.861 \frac{\text{W}}{\text{m}}$$

Fluxul termic prin

$$\text{stratul izolație 2} \quad q_3 := \text{fn_q}(t_{x2}, t_{se}, \lambda_{03}, \beta_3, d_{iz1}, d_{iz2}) \quad q_3 = 1278.861 \frac{\text{W}}{\text{m}}$$

Figura 11. Valori fluxuri termice unitare transmise prin straturile PCMS [8]

Instrumentul software creat pentru studiul transferului termic unidirecțional prin pereți cilindrici neomogeni cu straturi având conductivitatea termică variabilă cu temperatura poate fi utilizat și în diverse situații de analiză sau optimizare a structurii acestora.

Se poate urmări relativ ușor modul în care se modifică valorile fluxului termic unitar transmis prin perete și temperaturile pe suprafețele de contact folosind diverse

tipuri de materiale a căror variație cu temperatura a conductivității termice este cunoscută din literatura de specialitate [3], [4], [6], [10] ș.a.

Datele problemei privind caracteristicile geometrice ale conductei și straturilor de izolație, temperaturile pe suprafețele delimitatoare ale structurii, coeficienții de variație a conductivității termice cu temperatura etc. fiind implementate ca variabile în foaia de calcul pentru studiu și analiză se modifica valorile acestora prezentate în figura 1, iar apoi se apelează instrumentul Solver folosind parametrii de rezolvare din figura 7.

Se prezintă în continuare datele inițiale și rezultatele numerice obținute cu ajutorul instrumentului software folosit pentru studiul următoarelor două cazuri.

Cazul nr. 1

A fost analizat transferul termic prin aceeași conductă izolată cu aceleași materiale având grosimile din tabelul 1, însă dispunerea straturilor se inversează. Caracteristicile straturilor sunt indicate în tabelul 2, iar datele inițiale, rezolvarea și rezultatele numerice obținute sunt prezentate în figura 12.

TABELUL 2

Cazul nr. 1: Caracteristici straturi PCMS

Nr. strat	Material	Grosime [mm]	Conductivitate termică [W/m·K]
1	Oțel	$\phi 356 \times 8$	$\lambda_1 = 50$
2	Izolație termică nr. 1	50	$\lambda_2 = 0.23 \cdot (1 + 8 \cdot 10^{-4} \times t)$
3	Izolație termică nr. 2	30	$\lambda_3 = 0.35 \cdot (1 + 6.25 \cdot 10^{-4} \times t)$

Transferul de căldură prin conducție termică prin peretele cilindric neomogen cu straturi având conductivitatea termică variabilă cu temperatura rezolvat în Microsoft Excel

Datele problemei				
Marime	Simbol	Valoare	UM	
Constanta Lambda01	λ_{01}	50.0	W/mK	
Constanta Beta1	β_1	0.00E+00	1/K	
Constanta Lambda02	λ_{02}	0.23	W/mK	
Constanta Beta2	β_2	8.00E-04	1/K	
Constanta Lambda03	λ_{03}	0.35	W/mK	
Constanta Beta3	β_3	6.25E-04	1/K	
Diametru exterior conducta	d_e	356.0	mm	
Grosime perete conducta	δ_1	8.0	mm	
Grosime strat izolatie 1	δ_2	50.0	mm	
Grosime strat izolatie 2	δ_3	30.0	mm	
Temperatura suprafata interioara	t_{si}	300.0	C	
Temperatura suprafata exterioara	t_{se}	50.0	C	

Rezolvare				
Marime	Simbol	Valoare	UM	
Diametru interior conducta	d_i	340.0	mm	
Diametru strat izolatie 1	d_{iz1}	456.0	mm	
Diametru strat izolatie 2	d_{iz2}	516.0	mm	

Marime	Simbol	Valoare initiala	Valoare finala	UM
Temperatura suprafata contact 1	t_{x1}	290.0	299.817	C
Flux termic unitar prin strat conducta	q_1	68317.602	1247.380	W/m
Temperatura suprafata contact 2	t_{x2}	100.0	116.646	C
Flux termic unitar prin strat izolatie 2	q_3	931.205	1247.380	W/m
Flux termic unitar prin strat izolatie 1	q_2	1282.139	1247.380	W/m
Eroare q_1-q_2	Err12	67035.46	0.000	W/m
Eroare q_2-q_3	Err23	350.93	0.000	W/m
Eroare	Err	66684.53	0.000	W/m

Verificare				
Flux termic unitar transmis	q	1237.439	1247.380	W/m

Figura 12. Datele inițiale, rezolvarea și rezultatele numerice pentru cazul nr. 1

Cazul nr. 2

A fost analizat transferul termic printr-o conductă de oțel $\phi 159 \times 6$ mm având temperaturile pe suprafețele delimitatoare ale structurii $t_{si}=150^\circ\text{C}$ și $t_{se}=45^\circ\text{C}$ izolată cu aceleași materiale din tabelul 1. Caracteristicile straturilor sunt indicate în tabelul 3, iar datele inițiale, rezolvarea și rezultatele numerice obținute sunt prezentate în figura 13.

TABELUL 3

Cazul nr. 2: Caracteristici straturi PCMS

Nr. strat	Material	Grosime [mm]	Conductivitate termică [W/m·K]
1	Oțel	$\phi 159 \times 6$	$\lambda_1 = 50$
2	Izolație termică nr. 1	50	$\lambda_2 = 0.35 \cdot (1 + 6.25 \cdot 10^{-4} \times t)$
3	Izolație termică nr. 2	50	$\lambda_3 = 0.23 \cdot (1 + 8 \cdot 10^{-4} \times t)$

Datele problemei			
Marime	Simbol	Valoare	UM
Constanta Lambda01	λ_{01}	50.0	W/mK
Constanta Beta1	β_1	0.00E+00	1/K
Constanta Lambda02	λ_{02}	0.35	W/mK
Constanta Beta2	β_2	6.25E-04	1/K
Constanta Lambda03	λ_{03}	0.23	W/mK
Constanta Beta3	β_3	8.00E-04	1/K
Diametru exterior conducta	d_e	159.0	mm
Grosime perete conducta	δ_1	6.0	mm
Grosime strat izolatie 1	δ_2	50.0	mm
Grosime strat izolatie 2	δ_3	50.0	mm
Temperatura suprafata interioara	t_{si}	150.0	C
Temperatura suprafata exterioara	t_{se}	45.0	C

Rezolvare				
Marime	Simbol	Valoare	UM	
Diametru interior conducta	d_i	147.0	mm	
Diametru strat izolatie 1	d_{iz1}	259.0	mm	
Diametru strat izolatie 2	d_{iz2}	359.0	mm	
Marime	Simbol	Valoare initiala	Valoare finala	UM
Temperatura suprafata contact 1	t_{x1}	145.0	149.938	C
Flux termic unitar prin strat conducta	q_1	20017.382	250.114	W/m
Temperatura suprafata contact 2	t_{x2}	80.0	98.441	C
Flux termic unitar prin strat izolatie 2	q_3	162.663	250.114	W/m
Flux termic unitar prin strat izolatie 1	q_2	313.559	250.114	W/m
Eroare q_1-q_2	Err12	19703.82	0.000	W/m
Eroare q_2-q_3	Err23	150.90	0.000	W/m
Eroare	Err	19552.93	0.000	W/m
Verificare				
Flux termic unitar transmis	q	248.394	250.114	W/m

Figura 13. Datele inițiale, rezolvarea și rezultatele numerice pentru cazul nr. 2

3. CONCLUZII

Rezolvarea problemei de transfer termic unidirecțional prin pereți cilindrici neomogeni/multistrat (PCMS) cu straturi având conductivitatea termică variabilă cu temperatura poate fi efectuată numeric prin determinarea temperaturilor necunoscute t_{xn} pe suprafețele delimitatoare ale straturilor și calcularea fluxului termic unitar $\dot{q}_n$ transmis prin acestea folosind relația (14) în care funcțiile parabolice de temperatură θ_{si} și θ_{se} se determină cu formulele (15) și (16).

Implementarea rezolvării problemei studiate a fost făcută în aplicația software Microsoft Excel® din suita Microsoft Office® pentru a utiliza instrumentul de rezolvare Solver. Acesta operează cu un grup de celule corelate direct și/sau indirect cu o anumită celulă-țintă sau obiectiv (figura 7) și modifică valorile specificate de către utilizator în anumite celule (figura 3) pentru a obține apoi în celula-țintă rezultatul urmărit.

În funcție de structura PCMS care poate avea în componență un anumit strat cu conductivitatea termică variabilă cu temperatura prin utilizarea unor relații de tipul (21), (22), (23) pentru exprimarea fluxului termic unitar transmis prin acestea se formează un sistem de ecuații neliniare (30).

Rezolvarea sistemului (30) se face numeric prin folosirea Solver-ului după precizarea referinței la celula-țintă sau obiectiv, a celulelor care conțin valorile variabile ale temperaturilor necunoscute pe suprafețele delimitatoare ale straturilor, a restricțiilor care definesc rezolvarea problemei și alegerea unui algoritm de rezolvare corespunzător (figura 7).

Rezultatele numerice se obțin rapid fiind determinate temperaturile necunoscute t_{xn} pe suprafețele delimitatoare ale straturilor PCMS și calculate fluxurile termice unitare transmise prin acestea (figura 8). Eroarea de determinare numerică a metodei prezentate în lucrare este foarte redusă având valori de ordinul 10^{-5} - 10^{-6} , iar rezultatele obținute sunt perfect acceptabile d.p.d.v. tehnic.

Pentru a verifica suplimentar valoarea fluxului termic unitar transmis între suprafața interioară și exterioară a PCMS poate fi utilizată relația (27) în care

exprimarea rezistențelor termice unitare la transferul de căldură se face prin folosirea metodei clasice de calcul a conductivităților termice medii ale straturilor (12).

Comparând rezultatele numerice obținute prin această implementare pe calculator cu cele prezentate în [8] și determinate printr-o metodă de rezolvare diferită folosind Mathcad (figura 10 și figura 11) se constată că acestea sunt identice confirmând soluționarea corespunzătoare a problemei propuse prin utilizarea Solver-ului ca instrument de rezolvare a unui sistem de ecuații neliniare.

Având în vedere modul de implementare a datelor principale ale problemei ca variabile separate în foaia de calcul (figura 1), instrumentul software creat poate fi utilizat în diverse situații de analiză sau optimizare a structurii unui PCMS cu straturi având conductivitatea termică variabilă cu temperatura. Au fost prezentate în lucrare două cazuri diferite studiate având datele inițiale și rezultatele numerice obținute evidențiate în figura 12 și figura 13.

Programul de analiză și calcul automat creat pentru studiul și analiza transmiterii căldurii în regim termic staționar prin pereți neomogeni/multistrat de formă cilindrică formați din diverse straturi de materiale care au conductivitatea termică variabilă cu temperatura este un instrument util studenților de la Facultățile de Instalații care studiază fenomenele de transfer termic și specialiștilor interesați de rezolvarea practică a acestor tipuri de aplicații din domeniul ingineresc.

BIBLIOGRAFIE

- [1] Chisăliță, G.A., Transmiterea căldurii, Note de curs, 2010-2019.
- [2] Chisăliță, G.A., Utilizarea tabelor de o singură variabilă pentru determinarea numerică și reprezentarea variației temperaturii într-un perete cilindric omogen, Conferința “Știința Modernă și Energia”, Editura RISOPRINT, Cluj-Napoca, ISSN 2066-4125, 2017, pp. 169-179.
- [3] Leonăchescu, N., Termotehnică, E.D.P, București, 1981, pp. 251-258, 342-361.
- [4] Oprițoiu, A., Termotehnică și aparate termice – Transmiterea căldurii, Litografia I.P.C.-N., Cluj-Napoca, 1992, pp. 11-16, 37-40.
- [5] Bergman, T.L., Lavine, A.S., Incropera, F.P., Dewitt D.P., Fundamentals of Heat and Mass Transfer, 7th edition, ISBN 978-0470-50197-9, John Wiley & Sons, Inc., 2011, pp. 83-87, 230-261.

Transferul de căldură prin conducție termică prin peretele cilindric neomogen cu straturi având conductivitatea termică variabilă cu temperatura rezolvat în Microsoft Excel

- [6] Cengel, Y.A., Ghajar A.J., Heat and Mass Transfer: Fundamentals and Applications, 5th edition, ISBN 978-0073398181, McGraw-Hill Education, 2014, pp. 62-86, 269-311.
- [7] Lienhard IV, J.H., Lienhard V, J.H., A Heat Transfer Textbook, 4th edition, ISBN 0-486-47931-5, Dover Publications Inc., 2011, pp. 49-77, 234-247.
- [8] Chisăliță, G.A., Transferul termic prin conducție în regim staționar prin pereți cilindrici neomogeni cu straturi având conductivitatea termică variabilă cu temperatura, Conferința “Știința Modernă și Energia”, Cluj-Napoca, ISBN 973-656-224-7, 2002, pp. 355-368.
- [9] Popa B., Vintilă C., Transfer de căldură în procese industriale, Editura Dacia, Cluj-Napoca, 1975, pp. 88-93.
- [10] Leonăchescu, N. ș.a., Probleme de termotehnică, E.D.P, București, 1977, pp. 225-237.
- [11] Muntea, C., Câmpeanu, A., Transfer de căldură – Probleme, ISBN 973-95386-2-2, Editura Ana, Cluj-Napoca, 1997, pp. 38-40.

Critic of permeability estimation methods for unsaturated soil

Leila Mechkarini¹, Tahar Messafer², Abderrahim Bali³

¹National Polytechnic school of Algiers,
10 Avenue Hassen Badi PB 182 El Harrach 16200 Algiers, Algeria,
leiladjal@yahoo.fr

²Research Unit in Materials, Processes and environment,
University of M'Hamed Bougara Boumerdes, Algeria,
tmessafer@hotmail.co.uk

³National Polytechnic school of Algiers,
10 Avenue Hassen Badi PB 182 El Harrach 16200 Algiers, Algeria,
balianl@yahoo.fr

DOI:10.37789/rjce.2020.11.2.6

Abstract. *Exploitation of unsaturated soil permeability data (k_u) in some cases requires that this characteristic be estimated by methods not measured by laboratory tests and in this case, it is best to use mathematical models to evaluate this parameter.*

Evaluation of the unsaturated permeability using different estimation methods as well as the studies of comparisons between the results of these models for different types of soils have been treated by several authors ([1], [2]), however none of these authors have compared the results of these models for identical soils (same type of soil, same extraction site, same percentage of different constituents, ect...). In this article we have presented the views of the authors who have treated this subject, then, we applied some models of estimation of k_u to samples of sand and silty clay. Also we took as a special case, identical samples that have been extracted from the SoilVision 003 database [3].

After applying to these samples the models of Kunze & al [4], Campbell [5] and Brooks & Corey [6], we found that all these models can present divergent predictions for samples of the same type of soil and also for identical samples. We deduced therefore that there is no general rule that allows us to choose between k_u prediction models and that it is always mandatory to go through a series of comparisons in order to select the model that best applies to a soil sample.

Keywords: *unsaturated permeability; SoilVision database, help system, empirical models; statistical models*

1. Introduction

Geotechnical design of the ultimate service and ultimate limit state structures is often based on material characteristics measured in the laboratory on samples that are theoretically perfectly saturated with water. However, it appears quickly, in the analysis of measurements carried out, that the saturation in water is rarely total. This is

the case for superficial foundations which rest on unsaturated soils (case of very many constructions).

Permeability of unsaturated soils remains the most difficult parameter to study given its wide range and the number of parameters that influence this characteristic, especially with all the simplifying hypotheses that allowed the development of mathematical models.

For this reason, an in-depth bibliographic study on this subject was carried out and also samples of sand and silty clay were chosen according to well-defined criteria. Models of k_u predictions have been applied to these different samples. The results of these models were compared to the laboratory results via the calculation of the error presented by each one of these models.

2. Critics of direct measurement methods

Several laboratory tests can be used to measure the permeability coefficient of unsaturated soils [7]. In general, the results obtained are relatively precise. However, because the permeability of unsaturated soils is relatively low, especially in the high suction range, the flow rate is extremely slow. As a result, the duration of such test is often quite long. The second difficulty is to maintain a good contact between the sample and the porous stones to ensure the continuity of the water flow. Indeed, the volume of the soil can decrease when applying a high suction [8], [9].

Therefore permeability measurement of unsaturated soils is a very time-consuming process. The duration of the test increases as the water content in the soil decreases. The permeability values can differ by several orders in magnitude causing direct measurement to be very difficult as there is no apparatus that can measure such a wide range of permeability values efficiently. Permeability measurements can be performed either in the field or in the laboratory. However, field measurements are usually more variable due partly to macroscopic features and partly from the assumptions made [9], [10].

In situ tests are not applicable when the horizontal flow is significant and for matrix suctions exceeding 50 kPa because the drainage phenomenon becomes extremely long. In addition, the boundary conditions are not well controlled in situ.

3. Critics of mathematical models

Indirect permeability measurements are generally performed by establishing permeability functions and exploiting the relationship between water content and pore water pressure. Many functions are available in the literature, in general they can be classified into three groups: empirical, macroscopic and statistical [10].

The empirical equations are derived from the need for an equation to describe the variation in permeability as a function of matrix suction or water content. They are therefore simple mathematical relationships of purely experimental origin [11]. However, this approach is to be used with great precaution because none of the relationships is valid for all soils. Even if a formula proves to be adequate for a soil class, it must be recognized that the coefficients can vary considerably from one soil to another.

The objective of macroscopic models is to obtain an analytical expression for the permeability function. All macroscopic models show the analogy between laminar flows (microscopic scale) and flow in porous media (macroscopic scale). The flow is then solved for a simple laminar flow system, by correlating macroscopic variables such as mean flow velocity, hydraulic gradient and hydraulic radius [11]. The main criticism of macroscopic models is that these models neglect the effect of pore size distribution [6].

Statistical models are the most rigorous models for the representation of permeability functions [2]. For these models, the coefficient of permeability is derived from the soil-water characteristic curve [3]. Parameters of these models are often expressed as mean for different classes of textures with considerable uncertainty in the predicted $k(\Theta)$ function, $k(\Theta)$ being the permeability as a function of the volume of water content. The problem is aggravated when the number of parameters increases especially if the data $h(\Theta)$ are also based on a model, $h(\Theta)$ being the hydraulic gradient [12].

4. Evaluation of the permeability of unsaturated soils

Comparisons between the results of the different models proposed in the literature often neglect case studies and results are often presented as percentage of errors between models and laboratory results. In the following, the results of three prediction models are examined:

Brooks & Corey (model [2])

$$K(\Psi) = k_s \begin{cases} \left(\frac{\Psi_b}{\Psi} \right)^{2 + \left(\frac{5\lambda}{2} \right)} & (\Psi > \Psi_b) \\ 1 & (\Psi \leq \Psi_b) \end{cases} \quad (1)$$

$K(\Psi)$: Permeability.

k_s : Permeability in the saturated state of the estimated soil.

Ψ_b, λ : Adjustment parameters.

Ψ : Suction

Campbell Estimation [11]

$$K(\Psi) = k_s \cdot \left(\frac{\theta_s}{\theta}\right)^{2+\frac{2}{b}} \quad (2)$$

Θ_s : Water content in the saturated state.

Θ : The water content at a given soil suction calculated from the water retention curve.

b : Parameter used to vary Campbell's estimate.

Kunze and al. model [11]

$$k(\Psi_i) = \frac{k_s}{k_{sc}} \frac{T_s^2 g}{2\mu_w n^2} \Theta_s^p \sum_{j=i}^m [(2j + 1 - 2i) \Psi_j^{-2}] \quad (3)$$

With:

$k(\Psi_i)$: coefficient of permeability calculated for a specific water content,

Θ_i , corresponds to the i th interval.

i : Number of intervals

j : Number from i to m .

k_{sc} : Calculated saturated permeability coefficient.

T_s : Tension of the surface of the water.

P_w : Density of the water.

g : Gravitational acceleration.

μ_w : Viscosity of the water.

P : Constant that takes into account the interaction of pores of different sizes.

m : Total number of intervals

All the samples used in the rest of this article are published on the SoilVision database. Each set of samples have the same features (same type of soil, same origin, same percentage of sand, silt or clay, the same degree of saturation). The saturated and unsaturated permeabilities of these soils are measured in the laboratory according to different measurement methods following the drying process.

4.1. Evaluation of the permeability of a set of sand by Brooks and Corey method

Brooks and Corey method is applied to a set of sand. Saturated permeabilities k_s were estimated using 3 methods that are laboratory tests, air entry value and Terzaghi model. The results are represented in figure 1 below:



Fig. 1. Errors presented by Brooks and Corey method for a set of sand as a function of k_s models (laboratory k_s , air entry value, Terzaghi)

From this graph we can clearly see that the Brooks and Corey method, designed to estimate the permeability of unsaturated sands, did not provide the same result with all methods of k_s estimation.

Special case 1:

The characteristics of four samples of sand extracted from a site in Netherlands are shown in the table below:

Table 1

Characteristics of sand samples extracted from a site in Netherlands

Soil counter	Country	State	Region	Site	Saturation	e (void ratio)	W (water content)	% organic	% sand
11369	Netherlands	Kootwijk		A	76.89 %	0.85	24.76	0.27	98.73
11368	Netherlands	Kootwijk		A	76.89 %	0.85	24.76	0.27	98.73
11370	Netherlands	Kootwijk		A	80.37 %	0.85	25.87	0.27	98.73
11371	Netherlands	Kootwijk		A	89.59 %	0.70	23.88	0.27	98.73

Figure 2 below illustrates the evaluation of the unsaturated permeability of these four sand samples according to the method of Brooks and Corey:

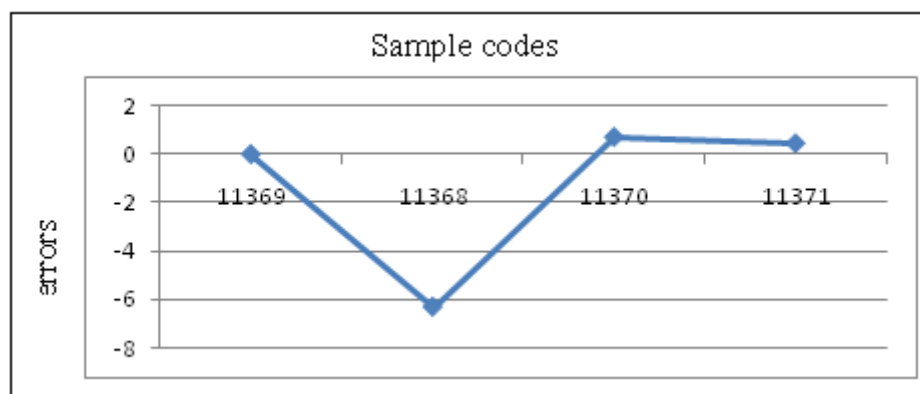


Fig. 2. Errors presented by the method of Brooks and Corey for a set of sand extracted from Netherlands with k_s evaluated in the laboratory

We can observe that for the same type of soil (sand), the same sampling location, the same percentage of sand and organic matter, almost the same degree of saturation, the Brooks and Corey model did not show the same performance for these samples considered identical. This is because a small error in the estimation of the parameters of this model can induce a big error in the estimation of k_u .

4.2. Evaluation of the permeability of a set of sand by the Kunze method

Let the same set of sand as that chosen to evaluate the method of Brooks and Corey. The errors of the estimate of k_u according to the Kunze method for different methods of evaluating k_s are presented in Figure 3 below;



Fig. 3. Errors presented by the method of Kunze for a set of sand as a function of k_s model (laboratory k_s , air entry value, Terzaghi)

From this graph we can clearly see that the Kunze method, which is classified among the statistical methods known as the most rigorous, did not provide the same result for all the samples.

Special case 2:

Details of two samples extracted from the SoilVision database are shown in the table below:

Table 2

Details of sand samples extracted from the SoilVision database

Soil counter	Country	State	Region	Site	Saturation	e (void ratio)	W (water content)	% organic	% sand
10929	USA	CA	Contra Costa County	D2F1aC1	97 %	0.58	20,72 %	0	90,97 %
10930	USA	CA	Contra Costa County	D2F1aC1	100 %	0.61	22,39 %	0	90.97 %

According to this table, the two soils are of the same type (sand) as they are taken from the same American site and they do not show a great difference in the degree of saturation or in the water content. They have the same percentage of sand and organic matter. Figure 4 illustrates the evaluation of k_u errors of these two sand samples made according to the method of Kunze.

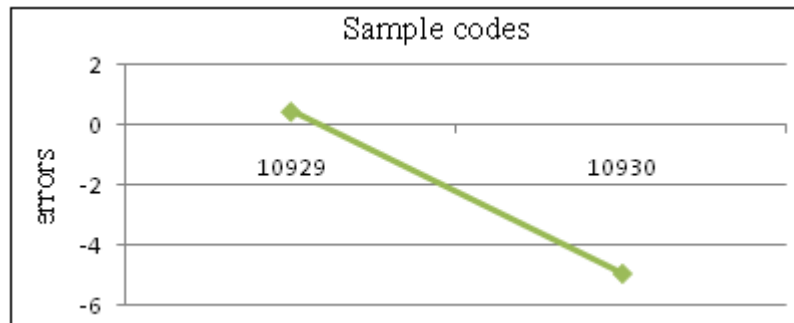


Fig. 4. Errors presented by the Kunze method for a set of sand extracted from USA site with k_s evaluated in the laboratory

For the same type of soil (sand), the same sampling location, the same percentage of sand and organic matter, the degree of saturation is very close for the four samples. The Kunze model did not show the same performance for these samples considered identical because a small error in the estimation of the parameters of this model can induce big error in the estimate of k_u .

4.3. Evaluation of the permeability of a set of sand using the Campbel method

We will use again the sand to evaluate the method of Brooks and Corey. The errors in k_u estimation made according to the method of Campbel are shown in Figure 5 below:

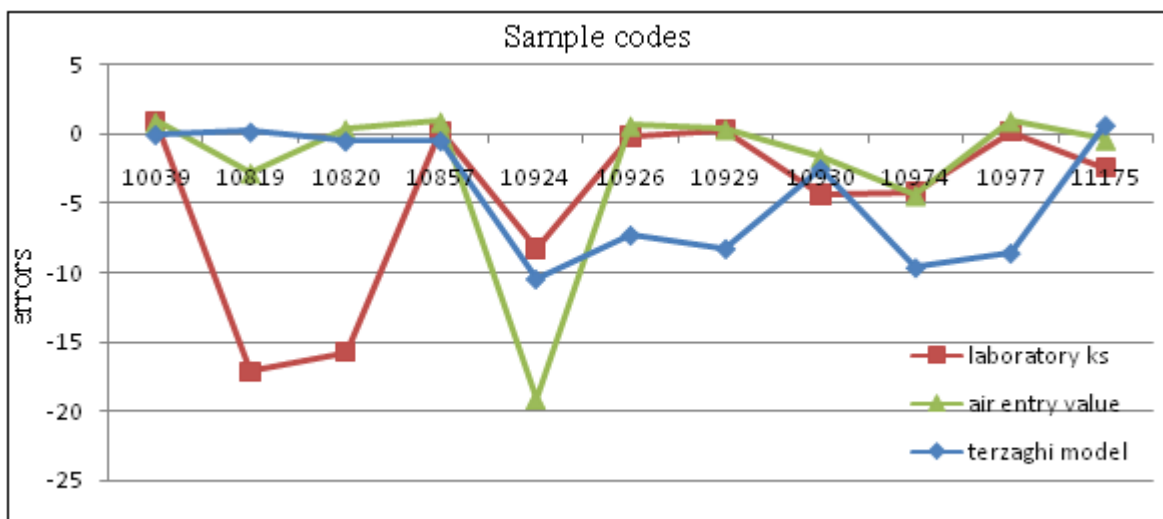


Fig. 5. Errors presented by the method of Campbel for a set of sand as a function of k_s models (laboratory, air entry value, Terzaghi)

From Figure 5 we clearly see that the Campbel method, which is classified as one of the most rigorous statistical method, did not show the same result for all samples.

4.4. Comparison between the methods of Campbel, Kunze and Brooks and Corey

Figure 6 below presents the results obtained by the methods of Brooks and Corey, Kunze and Campbel for the same set of sand

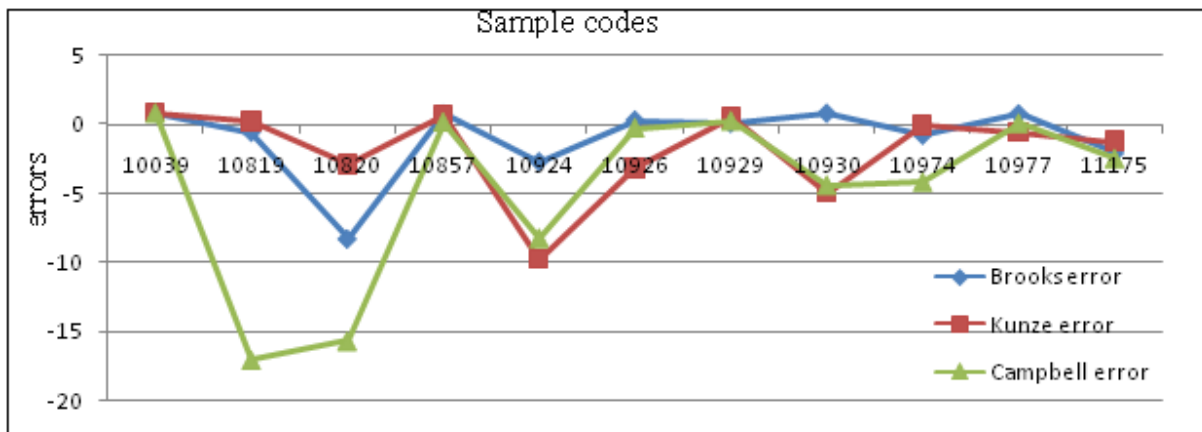


Fig. 6. Comparison between the results obtained by Brooks and Corey, Campbel and Kunze methods

From Figure 6 it can be observed that there is not a single sample that has shown poor results with all models, however, there are samples that have shown good results with all three models. So this is evidence that one must always look for the best model that presents convergent results to the laboratory data and not confide in the overall remarks that rank the models according to their percentages of good estimates for a soil type since it can lead to major errors in the design of civil engineering works.

4.5. Evaluation of permeability of a set of silty clay by the Brooks and Corey Method

Figure 7 below shows a silty clay set with k_u estimated according to the Brooks and Corey method for k_s measured by 3 methods (laboratory, air entry value and Terzaghi);

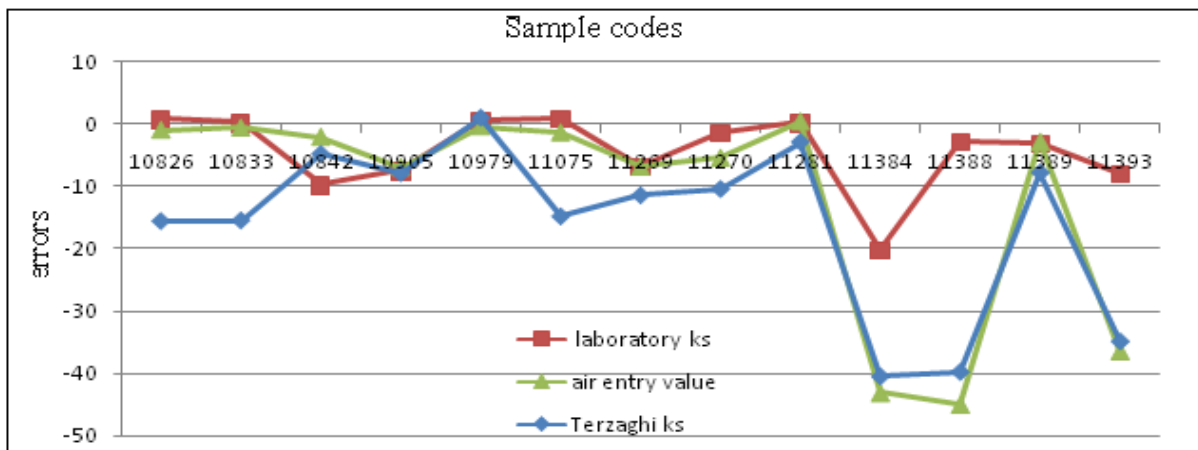


Fig. 7. Errors presented by the method of Brooks and Corey for a set of silty clay as a function of k_s models (laboratory, air entry value, Terzaghi)

From this graph we can clearly see that the method of Brooks and Corey did not present the same type of result for all the samples with different method of k_s estimation.

Special case 1:

The characteristics of two silty clay samples extracted from a site in Switzerland are given in the table below:

Table 3

Details of Silty clay samples extracted from a site in Switzerland

Soil counter	Country	State	Region	Site	Saturation	e (void ratio)	w (water content)	% organic	% silt	% clay
11114	Switzerland	Langenthal		Riedhof	45.90 %	10.76	189.3	0	62.38	31.16
11115	Switzerland	Langenthal		Riedhof	100 %	0.59	22.6	0.20	66.7	28.4

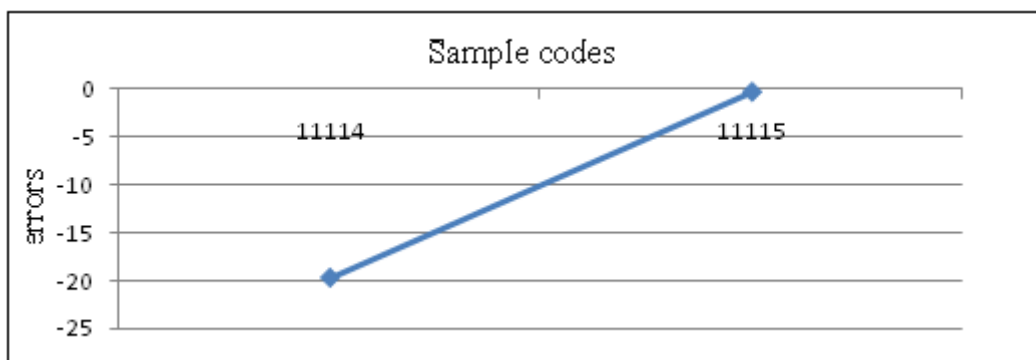


Fig. 8. Errors presented by the method of Brooks and Corey for a set of sand extracted from Switzerland with k_s evaluated in the laboratory

From Figure 8 we find that for the same type of silty clay soil, the same sampling location, the same percentage of sand and organic matter, the degree of saturation is very close for both samples (11114, 11115). The Brooks and Corey ku estimation model did not show the same performance for the two samples considered identical. It has presented a poor estimate for the first sample and a good estimate for the second.

4.6. Evaluation of the permeability of a set of silty clay samples by the Kunze method

The errors of ku estimation of a set of silty clay by Kunze method are shown in Figure 9 below:

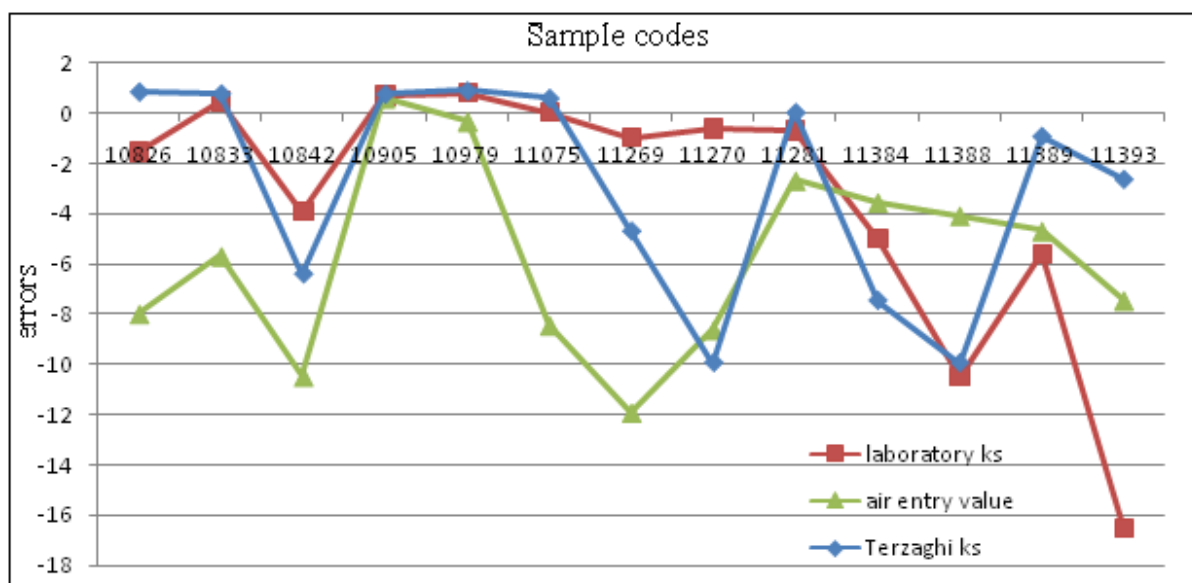


Fig. 9. Errors in ku presented by Kunze method for a set of silty clay with ks evaluated by 3 methods (laboratory, air entry value, Terzaghi)

From this graph we can clearly see that the Kunze method, which is classified among the statistical methods known as the most rigorous did not provide the same result for all the samples.

4.7. Evaluation of the permeability of a set of silty clay using the Campbel method

Figure 10 shows results of errors in ku for the set of silty clay used previously

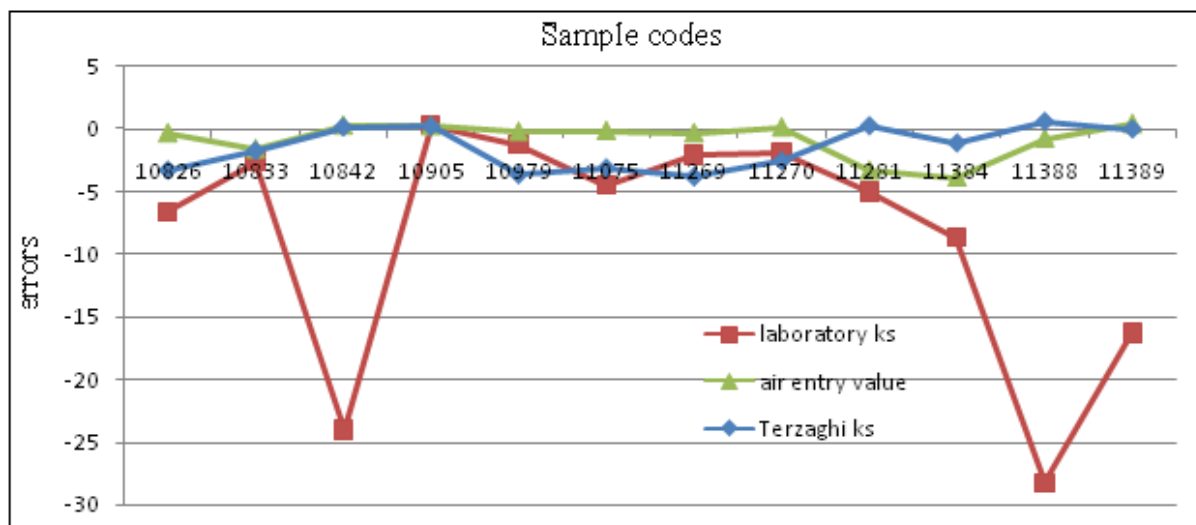


Fig. 10. Errors in k_u presented by the Campbel method for a set of silty clay with k_s evaluated by 3 methods (laboratory, air entry value, Terzaghi)

As with the Kunze method, we can clearly see that the Campbel method, classified among the statistical methods known as the most rigorous, did not show the same type of result for all the samples.

5. Discussion of results

Comparing the results presented by the Campbel method for sand or silty clay associated with k_s evaluated in the laboratory and Terzaghi method we noticed that the second case showed better results than the first case. This result is unexpected because:

- firstly, it is a fine soil and the Terzaghi method is designed primarily for sandy soils so the good result in this case gives us pause for thought.
- Better results were expected with the most credible laboratory data.

This confirms once more that there is no general rule that allows the selection of a model k_s associated with a model k_u to ensure good prediction of k_u of a given soil.

6. Conclusions

Models for predicting the coefficient of permeability of unsaturated soils are numerous and the choice between these models to evaluate k_u without the risk of a large error is difficult. Therefore some researchers have classified these models under three groups (macroscopic, empirical and statistical).

To shed light on the difficulty in choosing a model that will provide a good prediction of k_u , we have chosen two different soil textures; coarse soil (sand) and fine soil (silty clay). Statistical and empirical models were also chosen to evaluate the unsaturated permeability of these two types of soils. We assessed the saturated permeability of the

two sets of soil samples by the three k_u estimation models based on some k_s estimation models (laboratory data, air inlet pressure and Terzaghi).

The results of this study show that all the models can present very good results for some samples and very bad results for others and this for the case of the two textures of soils. The same remark was made for the samples extracted from the same site which have identical characteristics. The same applies to the results of these models associated with different methods for estimating the permeability of soils in the saturated state.

We have also noticed that a model designed for the prediction of one type of soil will be able to present very good results for another type of soil. The case of Brooks and Corey model designed for the prediction of the k_u of sands, presented very good estimates for silty clay samples.

However, it is clear that there is no one model that shows good results for one type of soil or poor results for another type of soil. So, there is not a general rule that allows one to select one model among others that will be able to predict the permeability of an unsaturated soil without the risk of a large error.

To remedy this problem, we recommend going through a series of comparisons between the results of several models and then choosing the one that presents the best result. As this process consumes a lot of time we propose to develop a help system that will be able to evaluate the permeability according to several models, compare between their results and choose the most efficient in just a few clicks.

References

- [1] B. Wagner, V. R. Tarnawski, V. Hennings, U. Mueller, G. Wessolek, R. Plagge, "Evaluation of pedo-transfer functions for unsaturated soil hydraulic conductivity using an independent data set", *Geoderma Elsevier*, 2001.
- [2] A. Teamrat, J. Timothy, W. Grace, "Correspondence of the Gardner and van Genuchten–Mualem relative permeability function", *Water Resources Research*, vol. 43[15], 2007
- [3] SoilVision. "A Knowledge-Based Database System for Soil Properties", SoilVision Systems Ltd., Saskatoon, Saskatchewan, Canada, 2001
- [4] R. J. Kunz, G. Uehara and K. Graham, "Factors important in the calculation of hydraulic conductivity", *Proc., Soil Sci. Soc. of Am.*, 32, 1968, pp. 760-765
- [5] G. S. Campbell, "A simple method for determining unsaturated conductivity from moisture retention data", *Soil Sci.* 117, 1974, pp. 311-314
- [6] R. H. Brooks and A. T. Corey, "Hydraulic properties of porous media", *Hydrology papers*, 1964
- [7] L. Mechkarini, A. Bali, F. Kaoua, "Système d'aide pour l'évaluation du modèle de l'estimation de la perméabilité non saturée de Leong et Rahardjo (1997)", *Colloque International Caractérisation et Modélisation des Matériaux et Structures*, CMMS14, Tizi Ouzou Algérie, 2014
- [8] D. G. Fredlund, A. Xing, and S. Huang, "Predicting the permeability function for unsaturated soil using the soil water characteristic curve", *Canadian Geotechnical Journal*, Vol.3, 1994, pp. 533-546
- [9] M. H. Jokar, A. Khosrovi, A. Heidaripanah and F. Soltani, "Unsaturated soils permeability

- estimation by adaptive neuro-fuzzy inference system”, *Soft Computing*, Springer, 2018
- [10] H. Ram, C. YiFeng, L. HuiHai and Z. Chuang Bing, “A relative permeability model for deformable soils and its impact on coupled unsaturated flow and elasto-plastic deformation process”, *Science China Technological Sciences*, Vol 58 No 1, 2015, pp. 1971-1982.
- [11] D. K. Todd and L. W. Mays, “Groundwater Hydrology”, John Wiley & Sons, New York, 2005
- [12] D. Chacraborty, A. Chacraborty, P. Santra, R. K. Tomar, R. N. Garg,,R. N. Sahoo, S. G. Choudhury, M. Bhavanarayana and N. Kalra, ”Prediction of hydraulic conductivity of soils from particle-size distribution”, *Current Science*, Vol. 90, No. 11, 2006, pp. 1527-1531

Reglajul termic mixt (cantitativ-calitativ)

Mixed thermal regulation (quantitative-qualitative)

Florin Iordache

Universitatea Tehnică de Construcții București

Bd. Lacul Tei nr. 122 - 124, cod 020396, Sector 2, București, România

E-mail: fliord@yahoo.com

DOI:10.37789/rjce.2020.11.2.7

Rezumat. Lucrarea are ca obiectiv descrierea problemei reglării puterii termice într-o instalație de încălzire centrală printr-o combinație secvențială de reglaj termic cantitativ (de debit de agent termic) cu reglaj termic calitativ (de temperatura a agentului termic). Se prezintă relațiile de reglaj termic generale pe baza cărora se stabilește posibilitatea combinării celor două tipuri de reglaj termic. Reglajul termic cantitativ se efectuează până la diminuarea debitului de agent termic cu cel mult 50% din valoarea nominală. Rezultatul obținut este prezentat grafic și comentat.

Cuvinte cheie: reglaj termic, agent termic

Abstract. The objective of the paper is to describe the problem of regulating the thermal power in a central heating installation through a sequential combination of quantitative thermal adjustment (flow of thermal agent) with qualitative thermal adjustment (temperature of the thermal agent). The general thermal adjustment relationships are presented based on which the possibility of combining the two types of thermal adjustment is established. The quantitative thermal adjustment is performed until the thermal agent flow is reduced by a maximum of 50% of the nominal value. The result obtained is presented graphically and commented.

Keywords: thermal regulation, thermal agent

1. Introducere

După cum este cunoscut reglajul puterii termice în cadrul instalațiilor de încălzire centrală din România este în general un reglaj termic de tip calitativ, adică un reglaj al temperaturii agentului termic la intrarea în instalația de încălzire. Acest lucru este justificat și datorită principiilor considerate la dimensionarea sistemului de conducte care alimentează suprafața de încălzire a instalației. O alternativă viabilă este însă și aceea a unui reglaj termic mixt (cantitativ-calitativ). Totuși reducerea puterii termice emise de suprafața instalației de încălzire centrală prin reducerea debitului de agent termic este o operațiune mai delicată. Aceasta se datorează faptului că pot apărea probleme legate de stabilitatea hidraulică a instalației de încălzire, mai precis de scădere uniformă a debitelor în toate corpurile de încălzire ale instalației. Accentuarea

neuniformitatii gradului de scadere al debitelor de agent termic odata cu scaderea debitului total creste cu cat scaderea debitului total este mai pronuntata. In consecinta s-a impus ca reglajul cantitativ sa nu conduca la o scadere a debitului total sub 50% din debitul nominal. In situatia in care se ajunge la limita impusa de 50% din debitul de agent termic nominal puterea termica necesara se va asigura prin revenirea debitului de agent termic la valoarea nominala si scaderea temperaturii agentului termic la valoarea rezultata din aplicarea reglajului termic calitativ, adica prin reducerea corespunzatoare a temperaturii agentului termic. Reglajul termic mixt se aplica in sistemele de incalzire districtuala din europa de vest.

2. Stabilirea relatiilor de reglaj termic cantitativ-calitativ centralizat

Asa cum s-a mentionat, la baza dimensionarii unei instalatii de incalzire centrala sta bilantul termic in regim stationar, nominal al cladirii si instalatiei de incalzire :

$$\Phi_0 = G_0 \cdot (\rho c) \cdot (t_{T0} - t_{R0}) = k_0 \cdot S \cdot (t_{ml0} - t_{i0}) = k_0 \cdot S \cdot \Delta t_{ml0} \quad (1)$$

Rezulta :

$$S = \frac{\Phi_0}{k_0 \cdot \Delta t_{ml0}} \quad (2)$$

$$G_0 = \frac{\Phi_0}{(\rho c) \cdot (t_{T0} - t_{R0})}$$

Necesarul de caldura de calcul al cladirii se stabileste conform SR-1907.

In continuare, in vederea stabilirii curbelor de reglaj termic calitativ, se va apela la bilantul termic curent in regim stationar, al instalatiei de incalzire centrala :

$$\Phi = G_0 \cdot (\rho c) \cdot (t_T - t_R) = k \cdot S \cdot (t_{ml} - t_i) = k \cdot S \cdot \Delta t_{ml} \quad (3)$$

Cum :

$$\Delta t_{ml} = \frac{t_T - t_R}{\ln \frac{t_T - t_{i0}}{t_R - t_{i0}}} \quad (4)$$

Rezulta daca inlocuim relatia (4) in (3), si facem cateva prelucrari (vezi [1]) :

$$t_R = E \cdot t_T + (1 - E) \cdot t_{i0} \quad (5)$$

Unde

$$\frac{t_R - t_i}{t_T - t_i} = E = \exp(-NTU)$$

$$NTU = \frac{kS}{G_0 \cdot \rho c} \quad (6)$$

Relatiile (5) si (6) permit exprimarea puterii termice pierdute de agentul termic vehiculat prin instalatia de incalzire centrala sub forma :

$$\Phi = G_0 \cdot (\rho c) \cdot (t_T - t_R) = G_0 \cdot (1 - E) \cdot (\rho c) \cdot (t_T - t_{i0}) \quad (7)$$

Si a puterii termice transferate prin suprafata de incalzire sub forma :

$$\Phi = k \cdot S \cdot (t_{ml} - t_i) = k \cdot S \cdot F \cdot (t_T - t_{i0}) \quad (8)$$

Unde :

$$F = \frac{1 - E}{-\ln E} \quad (9)$$

In continuare se va include in cadrul acestui bilant termic si necesarul curent de caldura aferent cladirii care se va exprima ca fiind produsul dintre capacitatea de transfer termic a cladirii (trasmisie + ventilatie) si diferenta de potentiale termice interior – exterior :

$$\Phi = G_0 \cdot (1 - E) \cdot (\rho c) \cdot (t_T - t_{i0}) = k \cdot S \cdot F \cdot (t_T - t_{i0}) = H \cdot (t_{i0} - t_e) \quad (10)$$

Trebuie spus ca in bilantul termic complet in care se considera si fluxul termic disipat de cladirea incalzita, nu se iau in considerare si aporturile interne si externe gratuite. In acest fel puterea termica furnizata de instalatia de incalzire centrala, trebuie sa acopere in totalitate fluxul termic disipat de cladire si astfel temperatura agentului termic va fi putin mai mare decat cea de care va avea nevoie efectiv cladirea cand va fi utilizata.

In vederea stabilirii expresiilor curbelor de reglaj termic centralizat se va apela la forma generala ecuatiei de bilant termic instalatie de incalzire – cladire :

$$G \cdot (\rho \cdot c) \cdot (1 - E) \cdot (t_T - t_{i0}) = H \cdot (t_{i0} - t_e)$$

iar :

$$t_R = E \cdot t_T + (1 - E) \cdot t_{i0} \quad (11)$$

Din (11) rezulta :

$$\begin{aligned}
t_T &= \left(1 + \frac{H}{G \cdot (\rho \cdot c) \cdot (1-E)} \right) \cdot t_i - \frac{H}{G \cdot (\rho \cdot c) \cdot (1-E)} \cdot t_e \\
t_R &= \left(1 + \frac{E \cdot H}{G \cdot (\rho \cdot c) \cdot (1-E)} \right) \cdot t_i - \frac{E \cdot H}{G \cdot (\rho \cdot c) \cdot (1-E)} \cdot t_e
\end{aligned} \tag{12}$$

Cum insa :

$$\begin{aligned}
\frac{H}{G \cdot (\rho \cdot c) \cdot (1-E)} &= \frac{H}{G_0 \cdot (\rho \cdot c) \cdot (1-E_0)} \cdot \frac{(1-E_0)}{(1-E)} \cdot \frac{G_0}{G} \\
\frac{E \cdot H}{G \cdot (\rho \cdot c) \cdot (1-E)} &= \frac{E_0 \cdot H}{G_0 \cdot (\rho \cdot c) \cdot (1-E_0)} \cdot \frac{(1-E_0)}{(1-E)} \cdot \frac{E}{E_0} \cdot \frac{G_0}{G}
\end{aligned} \tag{13}$$

Iar din relatiile (11) aplicate in regim nominal avem :

$$\begin{aligned}
\frac{H}{G_0 \cdot (\rho c) \cdot (1-E_0)} &= \frac{t_{T0} - t_{i0}}{t_{i0} - t_{e0}} \\
E_0 &= \frac{t_{R0} - t_{i0}}{t_{T0} - t_{i0}}
\end{aligned} \tag{14}$$

De unde :

$$\frac{E_0 \cdot H}{G_0 \cdot (\rho c) \cdot (1-E_0)} = \frac{t_{R0} - t_{i0}}{t_{i0} - t_{e0}} \tag{15}$$

In consecinta relatiile (13) devin :

$$\begin{aligned}
\frac{H}{G \cdot (\rho \cdot c) \cdot (1-E)} &= \frac{t_{T0} - t_{i0}}{t_{i0} - t_{e0}} \cdot \frac{(1-E_0)}{(1-E)} \cdot \frac{G_0}{G} \\
\frac{E \cdot H}{G \cdot (\rho \cdot c) \cdot (1-E)} &= \frac{t_{R0} - t_{i0}}{t_{i0} - t_{e0}} \cdot \frac{(1-E_0)}{(1-E)} \cdot \frac{E}{E_0} \cdot \frac{G_0}{G}
\end{aligned} \tag{16}$$

In continuare inlocuind (16) in (12) rezulta :

$$\begin{aligned}
t_T &= \left(1 + \frac{t_{T0} - t_{i0}}{t_{i0} - t_{e0}} \cdot \frac{(1-E_0)}{(1-E)} \cdot \frac{G_0}{G} \right) \cdot t_i - \frac{t_{T0} - t_{i0}}{t_{i0} - t_{e0}} \cdot \frac{(1-E_0)}{(1-E)} \cdot \frac{G_0}{G} \cdot t_e \\
t_R &= \left(1 + \frac{t_{R0} - t_{i0}}{t_{i0} - t_{e0}} \cdot \frac{(1-E_0)}{(1-E)} \cdot \frac{E}{E_0} \cdot \frac{G_0}{G} \right) \cdot t_i - \frac{t_{R0} - t_{i0}}{t_{i0} - t_{e0}} \cdot \frac{(1-E_0)}{(1-E)} \cdot \frac{E}{E_0} \cdot \frac{G_0}{G} \cdot t_e
\end{aligned} \tag{17}$$

Sau daca se face apel la debitul specific a agent termic prin instalatia de incalzire rezulta forma generala:

$$\begin{aligned} t_T &= \left(1 + \frac{t_{T0} - t_{i0}}{t_{i0} - t_{e0}} \cdot \frac{(1 - E_0)}{(1 - E)} \cdot \frac{a_0}{a} \right) \cdot t_i - \frac{t_{T0} - t_{i0}}{t_{i0} - t_{e0}} \cdot \frac{(1 - E_0)}{(1 - E)} \cdot \frac{a_0}{a} \cdot t_e \\ t_R &= \left(1 + \frac{t_{R0} - t_{i0}}{t_{i0} - t_{e0}} \cdot \frac{(1 - E_0)}{(1 - E)} \cdot \frac{E}{E_0} \cdot \frac{a_0}{a} \right) \cdot t_i - \frac{t_{R0} - t_{i0}}{t_{i0} - t_{e0}} \cdot \frac{(1 - E_0)}{(1 - E)} \cdot \frac{E}{E_0} \cdot \frac{a_0}{a} \cdot t_e \end{aligned} \quad (18)$$

La prima vedere se poate spune ca graficele temperaturii de tur si temperaturii de retur a agentului termic sunt niste drepte descrescatoare in functie de temperatura exterioara. Lucrurile nu stau insa chiar asa, intrucat modulul termic al instalatiei de incalzire, E, contine in structura sa coeficientul global de transfer termic al instalatiei de incalzire, care dupa cum este cunoscut, depinde la randul sau de diferenta medie logaritmica de temperatura conform relatiei :

$$\frac{k}{k_0} = \left(\frac{\Delta t_{ml}}{\Delta t_{ml0}} \right)^{0.3} \quad (19)$$

In consecinta modulul termic, E, al instalatiei de incalzire se poate scrie :

$$\begin{aligned} E &= \exp(-NTU) = \exp\left(-\frac{kS}{G \cdot \rho \cdot c}\right) = \\ &= \exp\left(-\frac{k_0 S}{G_0 \cdot \rho \cdot c} \cdot \frac{k}{k_0} \cdot \frac{G_0}{G}\right) = E_0^{\frac{k/k_0}{G/G_0}} = E_0^{\frac{k/k_0}{a/a_0}} \end{aligned} \quad (20)$$

Unde :

$$E_0 = \exp(-NTU_0) = \exp\left(-\frac{k_0 \cdot S}{G \cdot \rho \cdot c}\right) \quad (21)$$

Elaborarea curbelor de reglaj termic calitativ centralizat se face in conditiile respectarii debitelor de agent termic nominale ceea ce inseamna sa consideram $a = a_0$. Astfel, daca raportul $a/a_0 = 1$, relatiile (18) iau in final forma operativa a relatiilor de reglaj termic calitativ centralizat :

$$\begin{aligned}
t_T &= \left(1 + \frac{t_{T0} - t_{i0}}{t_{i0} - t_{e0}} \cdot \frac{1 - E_0}{1 - E} \right) \cdot t_{i0} - \frac{t_{T0} - t_{i0}}{t_{i0} - t_{e0}} \cdot \frac{1 - E_0}{1 - E} t_e \\
t_R &= \left(1 + \frac{t_{R0} - t_{i0}}{t_{i0} - t_{e0}} \cdot \frac{(1 - E_0) \cdot E}{(1 - E) \cdot E_0} \right) \cdot t_{i0} - \frac{t_{R0} - t_{i0}}{t_{i0} - t_{e0}} \cdot \frac{(1 - E_0) \cdot E}{(1 - E) \cdot E_0} t_e
\end{aligned} \tag{22}$$

În relațiile (22) trebuie să se țină seama și de expresia modului termic al instalației de încălzire, E , în cazul $a/a_0 = 1$, adică :

$$E = E_0^{k/k_0} \tag{23}$$

Dacă relațiile (22) reprezintă expresiile curbelor de reglaj termic calitativ, pentru stabilirea reglajului termic cantitativ se va utiliza forma generală a relațiilor de reglaj termic mixt (cantitativ-calitativ) rezultată din relațiile generale (18) pentru $t_i = t_{i0}$:

$$\begin{aligned}
t_T &= \left(1 + \frac{t_{T0} - t_{i0}}{t_{i0} - t_{e0}} \cdot \frac{(1 - E_0)}{(1 - E)} \cdot \frac{a_0}{a} \right) \cdot t_{i0} - \frac{t_{T0} - t_{i0}}{t_{i0} - t_{e0}} \cdot \frac{(1 - E_0)}{(1 - E)} \cdot \frac{a_0}{a} \cdot t_e \\
t_R &= \left(1 + \frac{t_{R0} - t_{i0}}{t_{i0} - t_{e0}} \cdot \frac{(1 - E_0)}{(1 - E)} \cdot \frac{E}{E_0} \cdot \frac{a_0}{a} \right) \cdot t_{i0} - \frac{t_{R0} - t_{i0}}{t_{i0} - t_{e0}} \cdot \frac{(1 - E_0)}{(1 - E)} \cdot \frac{E}{E_0} \cdot \frac{a_0}{a} \cdot t_e
\end{aligned} \tag{24}$$

Rezolvarea efectivă a problemelor de reglaj termic cantitativ presupune urmărirea comportamentului grupului $(1 - E) \cdot \frac{a}{a_0}$ la variații ale raportului a/a_0 .

Controlul asupra grupului $(1 - E) \cdot \frac{a}{a_0}$ implică evaluarea atât a temperaturilor de tur și retur ale agentului termic cu utilizarea expresiilor :

$$\begin{aligned}
E &= E_0^{\frac{k/k_0}{a/a_0}} \\
\frac{k}{k_0} &= \left(\frac{\Delta t_{ml}}{\Delta t_{ml0}} \right)^{0.3}
\end{aligned} \tag{25}$$

Reglajul termic mixt presupune lucrul în 2 etape, etapa 1 este etapa de identificare a temperaturilor exterioare limită pentru care $a/a_0 = 0.5$ la o temperatură de tur dată. Etapa a doua va fi de a găsi valorile a/a_0 pentru diverse valori de temperaturi exterioare superioare valorii limită, însă până la $a/a_0 = 1.0$.

In fig. 1 se prezinta graficul reglajului termic calitativ, grafic care trebuie asociat cu graficul corespunzator de reglaj termic cantitativ prezentat in fig. 2.

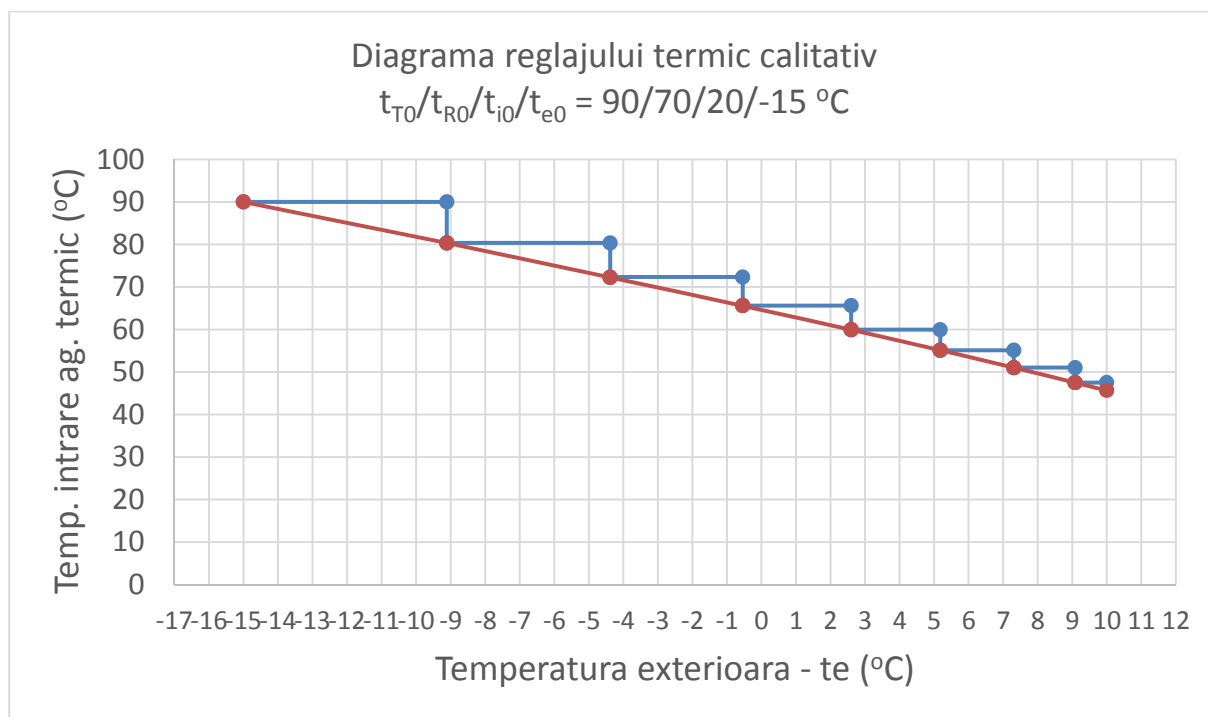


Fig. 1

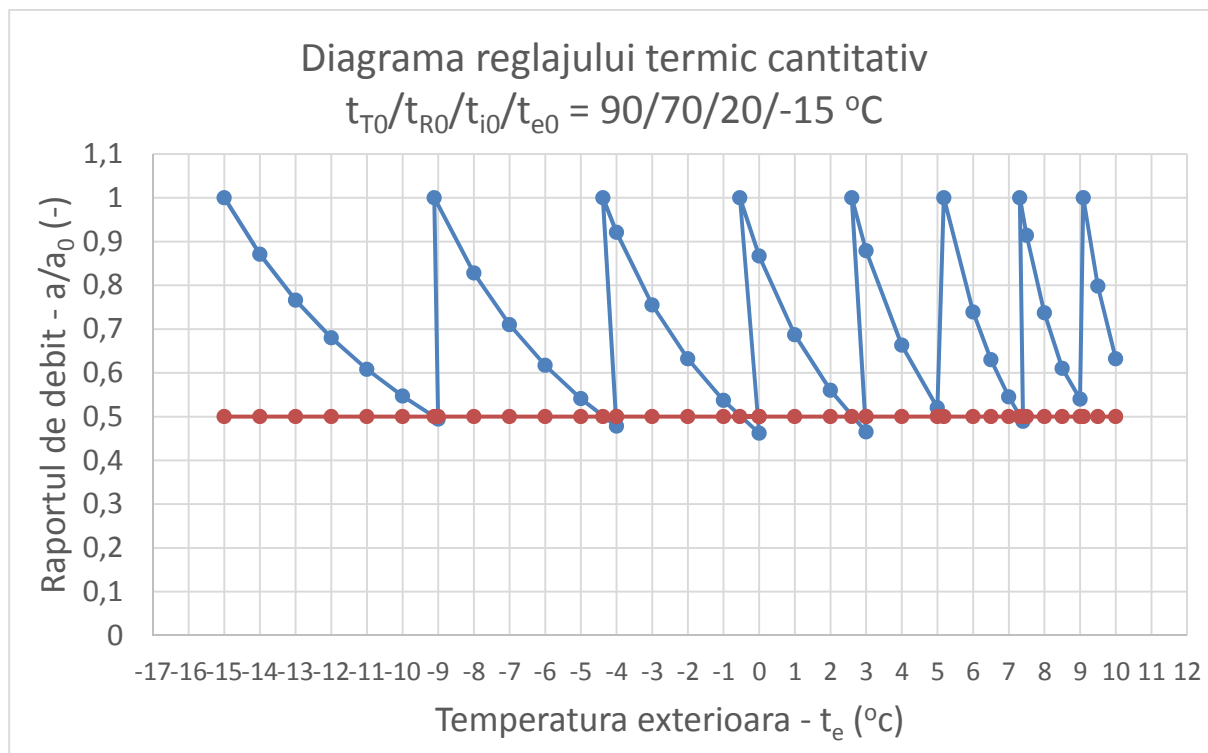


Fig. 2

Citirea celor 2 diagrame trebuie facuta in felul urmator : astfel in fig. 1, corespunzatoare reglajului termic calitativ, in cadrul intervalului de temperaturi exterioare $-9\text{ }^{\circ}\text{C}$ si $-15\text{ }^{\circ}\text{C}$ temperatura de tur a agentului termic se mentine pe valoarea de $90\text{ }^{\circ}\text{C}$ (linia albastra) corespunzatoare temperaturii exterioare de $-15\text{ }^{\circ}\text{C}$. Dat fiind insa ca temperatura exterioara efectiva este mai mare decat $-15\text{ }^{\circ}\text{C}$ dar mai mica decat $9\text{ }^{\circ}\text{C}$ va trebui sa se diminueze puterea termica prin diminuarea debitului de agent termic. Valoarea efectiva a debitului de agent termic se stabileste conform diagramei din fig. 2 urmarind linia albastra si asa mai departe in continuare. Se observa cum lungimea intervalelor de temperatura exterioara pe care se mentine constanta temperatura de tur a agentului termic se diminueaza cu cat se intra in zonele de temperatura exterioara mai mare. S-a cautat, asa cum s-a mentionat de la inceput, ca debitul total de agent termic sa nu scada sub 50% din valoarea debitului nominal.

3. Concluzii

Reglajul termic mixt centralizat (cantitativ-calitativ) reprezinta o solutie posibila de reglare a puterii termice necesar a fi emisa de catre instalatia de incalzire catre spatiile incalzite ale cladirii. In cadrul acestui tip de reglaj termic centralizat se modifica atat temperatura de tur a agentului termic cat si debitul de agent termic, cei 2 parametri trebuind sa fie bine corelati conform celor prezentate in lucrare. Dupa cum s-a prezentat, temperatura agentului termic variaza pe parcursul sezonului de incalzire in trepte de valori constante, iar in cadrul intervalelor de temperatura exterioara in care temperatura agentului termic se netine constanta se modifica debitul de agent termic in mod corespunzator conform graficului de reglaj cantitativ asociat celui de reglaj calitativ.

Se mentioneaza inca o data ca la stabilirea temperaturilor de reglaj termic mixt, cantitativ-calitativ, nu tine seama de aporturile gratuite de caldura interne sau externe, astfel incat se poate spune ca instalatia de incalzire va face fata asigurarii confortului termic interior, asigurand chiar o temperatura interioara superioara. Scaderea valorii temperaturii interioare se poate face printr-un reglaj cantitativ local cu robineti termostatici pe corpurile de incalzire.

Lista de Notatii

- t_{i0} – temperatura interioara nominala, $^{\circ}\text{C}$;
- t_i – temperatura interioara curenta, $^{\circ}\text{C}$;
- t_{e0} – temperatura exterioara nominala, $^{\circ}\text{C}$;
- t_e – temperatura exterioara curenta, $^{\circ}\text{C}$;
- t_{T0} – temperatura nominala a agentului termic pe tur, $^{\circ}\text{C}$;
- t_T – temperatura curenta agent termic, pe tur, $^{\circ}\text{C}$;
- t_{R0} – temperatura nominala a agentului termic pe retur, $^{\circ}\text{C}$;
- t_R – temperatura curenta agent termic, pe retur, $^{\circ}\text{C}$;

t_{ml0} – temperatura medie logaritmică nominală pe instalația de încălzire centrală, °C;

Δt_{ml0} – diferența medie logaritmică de temperatură nominală, pe instalația de încălzire centrală, °C;

Δt_{ml} – diferența medie logaritmică de temperatură, pe instalația de încălzire centrală, °C;

G_0 – valoarea nominală a debitului de agent termic, m³/s;

G – valoarea curentă a debitului de agent termic, m³/s;

Φ_0 – necesarul de căldură nominal al consumatorului, W;

Φ – necesarul curent de căldură al consumatorului, W;

k_0 – valoarea nominală a coeficientului global de transfer termic al instalației de încălzire centrală, W/m².K;

k – valoarea curentă a coeficientului global de transfer termic al instalației de încălzire centrală, W/m².K;

S – suprafața instalației de încălzire centrală, m²;

H – factorul de cuplaj termic transmisie-ventilație al clădirii încălzite, W/K;

NTU – numărul de unități de transfer termic al instalației de încălzire centrală,-;

E – modulul termic al instalației de încălzire centrală, -;

Bibliografie

1. Florin Iordache – Comportamentul dinamic al echipamentelor și sistemelor termice – ed. Matrixrom, 2008, București;
2. Vlad Iordache – Instalații interioare de încălzire cu agent termic apă caldă – ed. Matrixrom, 2013, București;
3. Sorin Burchiu – Curs instalații de încălzire – ed. Conspress, 2009, București;
4. Rodica Frunzulica – Indrumator de proiectare pentru sisteme de alimentare centralizată cu energie termică – ed. Conspress, 2009, București;

Rolul punților termice în perspectiva standardului *nZEB*

The role of thermal bridges in the perspective of the *nZEB* standard

Ioan BOIAN

Universitatea Transilvania Brașov, Romania

Bulevardul Eroilor 29, Brașov

email: boian.ioan@gmail.com

DOI:10.37789/rjce.2020.11.2.8

Rezumat. Reducerea emisiilor de gaze cu efect de seră GES este direct legată de utilizarea mai eficientă a combustibililor fosili ca sursă de energie pentru asigurarea confortului termic alături de îmbunătățirea performanței termice a anvelopei clădirilor. Efortul depus în ultimele decenii pentru îmbunătățirea izolării și pentru etanșarea mai adecvată a clădirilor, mai ales cele rezidențiale și cele din sectorul terțiar trebuie însoțite de eliminarea pe cât posibil a pierderilor suplimentare de căldură survenite prin punțile termice, mai ales că efectul produs de acestea se accentuează odată cu izolarea anvelopei. Atingerea standardului *nZEB* dezvoltat în cadrul Directivei de Performanță Energetică a Clădirilor implică măsuri și soluții constructive care să conducă la obiectivul stabilit de aceasta. În acest context sunt prezentate cerințele stabilite de standardele românești C107-2010 și Ordinul 2641/2017, punându-se în evidență ponderea jucată de punțile termice. Totodată este prezentat și efectul izolării peretelui fără o izolare corespunzătoare a plăcii balconului evidențiindu-se efectul global final, neașteptat de nesemnificativ, ca exemplu de avut în vedere în abordările practice.

Cuvinte cheie: emisii de gaze, efect de seră, izolație corespunzătoare

Abstract. Reducing GHG emissions is directly linked to more efficient use of fossil fuels as an energy source to ensure thermal comfort while improving the thermal performance of building envelopes. Efforts in recent decades to improve insulation and make buildings more suitable for sealing, especially residential and tertiary sectors, must be accompanied by the elimination as far as possible of additional heat loss from thermal bridges, especially as their effect is accentuated with tire insulation. Achieving the *nZEB* standard developed under the Energy Performance of Buildings Directive involves constructive measures and solutions that lead to the goal set by it. In this context, the requirements established by the Romanian standards C107-2010 and Order 2641/2017 are presented, highlighting the weight played by thermal bridges. At the same time, the effect of wall insulation without a proper insulation of the balcony slab is presented, highlighting the final global effect, unexpectedly insignificant, as an example to consider in practical approaches.

Keywords: gas emissions, greenhouse effect, proper insulation

1. Introducere

Încălzirea globală, cauza schimbărilor climatice monitorizate în ultimele decenii, a fost identificată ca efect al emisiilor de gaze cu efect de seră, GES în principal al celor de dioxid de carbon, CO₂. Sursele cele mai importante de emisii de CO₂ sunt considerate a fi clădirile și vehiculele de transport. Clădirile al căror confort termic este legat de utilizarea combustibililor fosili sunt vizate în viitorul apropiat ca surse de reîncărcare a bateriilor autovehiculelor electrice parcate în vecinătatea lor, conform planurilor dezvoltate la Bruxelles. Totodată clădirile vechi, sau noi sunt parte a planurilor de dezvoltare concepute tot la Bruxelles în scopul reducerii emisiilor de GES prin decarbonizare, respectiv prin înlocuirea surselor de căldură bazate pe combustibilii fosili cu cele având ca sursă energia regenerabilă. Această schimbare de paradigmă implică o serie de măsuri și soluții tehnice referitoare la eficiența energetică a clădirii și care intră în obligațiile auditorului energetic în calitate de consultant de specialitate.

Înlocuirea surselor de energie bazate pe combustibilii fosili cu cele de energie regenerabilă implică în prealabil o eficientizare energetică a anvelopei clădirilor, respectiv o reducere a pierderilor de căldură către mediul ambiant rezultată ca urmare a îmbunătățirii izolației termice precum și a etanșării la infiltrațiile nedorite de aer. Proiectarea noilor clădiri în concordanță cu aceste principii rezolvă doar o parte minoră a sarcinii pe care o avem în față, având în vedere că ponderea acestor clădiri noi reprezintă aprox 1% din mediul construit. Restul de 99% necesită un efort de renovare /reabilitare referitor la izolarea elementelor de construcție -pereții exteriori, acoperiș, și pardoseala către sol, toate vizând reducerea *transmitanței termice U*. Pe lângă aceasta trebuie avut în vedere și faptul că pierderile de căldură dinspre interiorul clădirii către mediul ambiant sunt amplificate de transferul termic bi- și chiar tridirecțional, ceea ce este abordat în practica construcțiilor cu ajutorul conceptului de *punte termică*. Proiectarea *clădirilor cu consum de energie aproape zero, nZEB* necesită o reducere dramatică a punților termice însoțită de eliminarea infiltrațiilor de aer prin diverse deschideri sau îmbinări de elemente de construcție. Este de remarcat faptul că odată cu izolarea mai eficientă a anvelopei rezultată în urma standardelor recente ponderea punților termice crește. Se poate ajunge la situația în care după îmbunătățirea izolației anvelopei punțile termice să reprezinte o pierdere de căldură comparabilă, sau chiar mai mare decât aportul de energie furnizat de panourile solar termice instalate pentru apa caldă de consum menajer (și această fără știrea utilizatorului/ ocupantului clădirii).

În consecință este necesar să se ia considerare nu numai valorile transmitanței pentru pereți, acoperiș, și podea ci și efectul produs de punțile termice, în condițiile în care pierderile de căldură aferente acestora reprezintă circa 30% din total. O proiectare mai îngrijită a detaliilor și o execuție adecvată care să permită o etanșare îmbunătățită a anvelopei pot conduce la o reducere cu 10% a emisiilor anuale de CO₂ – acesta este rezultatul cercetărilor în domeniu. Respectarea unor recomandări referitoare la

proiectarea și execuția lucrărilor în cazul buiandrugilor, a îmbinărilor pereților cu podeaua, respectiv a tavanului cu pereții, respectiv cu frontonul poate conduce la o îmbunătățire a performanței cu minim 85% [1].

2. Conformarea performanței termice a clădirii cu prescripțiile standardelor românești

Performanța energetică a anvelopei clădirilor rezultată din cerințele minime pentru diferitele elemente componente sunt precizate în Ordinul 2641 din 2017 [2]. Astfel, în cazul clădirilor rezidențiale consumul specific anual de energie primară $q_{an,max}$ din surse neregenerabile pentru încălzirea clădirii este limitat la 153 kWh/(m² an) pentru clădirile având maximum trei niveluri, respectiv la 117 kWh/(m² an) în cazul celor peste trei niveluri.

De menționat, cu titlu informativ, că metodologia reformată Mc 001 aflată în curs de finalizare stabilește valori pentru clădirile de locuit și pentru utilitatea ”încălzire” în funcție de clasa energetică conform grilei prezentate în Figura 1,

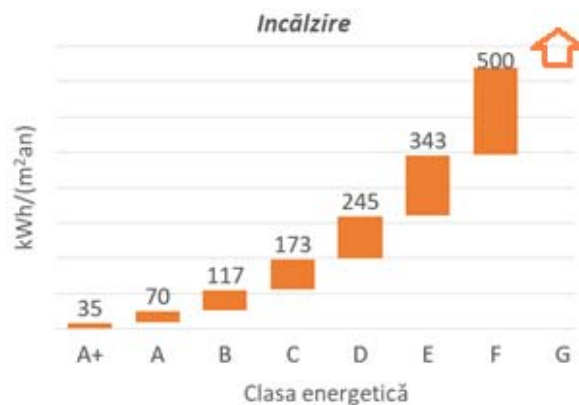


Fig.1. Definirea claselor energetice pentru utilitatea ”încălzire” în cazul clădirilor rezidențiale (conform noii metodologii Mc 001).

Totodată Ordinul 2641 din 2017 precizează și condiția ca valoarea coeficientului global de izolare termică, G să nu depășească valoarea normată GN

$$G < GN \quad (2)$$

Coeficientul global de izolare termică, G este definit în funcție de coeficientul de compactitate (raportul dintre aria anvelopei, A și volumul încălzit închis de aceasta, V) precum și de rezistența termică corectată medie R'_m ajustate cu factorul de corecție al temperaturilor exterioare τ , la care se adaugă termenul ce ține cont de viteza de ventilare a clădirii, așa-numitul număr de schimburi de aer orar, n

$$G = \frac{A}{R'_m V} \tau + 0.34 \cdot n \quad (3)$$

Factorul de corecție al temperaturilor exterioare τ , este definit cu ajutorul temperaturii interioare de calcul θ_i , respectiv exterioare de calcul θ_e , precum și a temperaturii din spațiile neîncălzite, θ_u .

$$\tau = \frac{\theta_i - \theta_u}{\theta_i - \theta_e} \quad (4)$$

Valoarea normalată a coeficientului global de izolare termică, GN este redată sub formă tabelară, în corelație cu numărul de niveluri, N și cu coeficientul de compactitate, A/V . În Figura 2 este reprezentată dependența coeficientului global normal de izolare termică, GN în funcție de coeficientul de compactitate A/V și având ca parametru numărul de niveluri, N . Se poate observa că sporirea numărului de niveluri atrage o reducere a coeficientului de compactitate A/V , precum și valori normate ale coeficientului global de izolare termică, GN , mai scăzute ceea ce rezidă în necesitatea unei izolări termice mai accentuate pe măsură ce numărul de niveluri este mai mic. Altfel spus, clădirile unifamiliale vor trebui să fie caracterizate printr-o rezistență termică corectată medie, pe ansamblul clădirii R'_m mai mare.

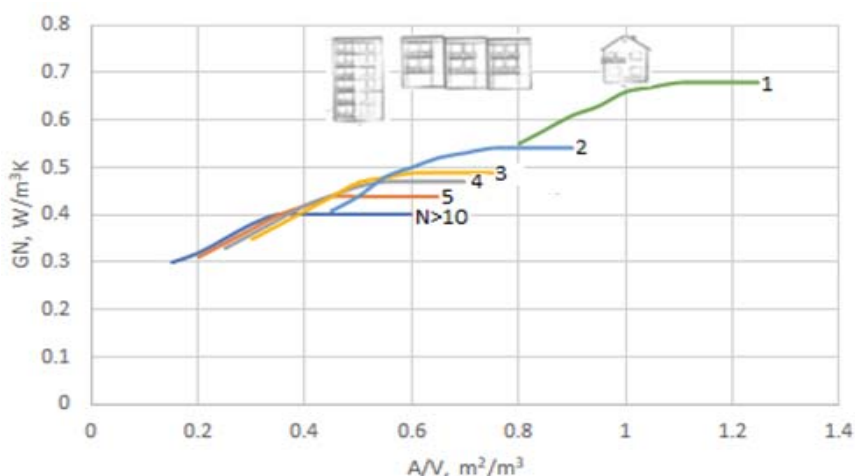


Fig. 2. Corelarea coeficientului global normal de izolare termică, GN cu coeficientul de compactitate A/V și având ca parametru numărul de nivele ale clădirii, N .

Pe lângă condiția referitoare la coeficientului global de izolare termică, G Ordinul 2641 din 2017 mai precizează și cerința ca rezistența termică corectată pentru fiecare element de construcție al clădirii R' să depășească valorile minime impuse R'_{min}

$$R' > R'_{min} \quad (5)$$

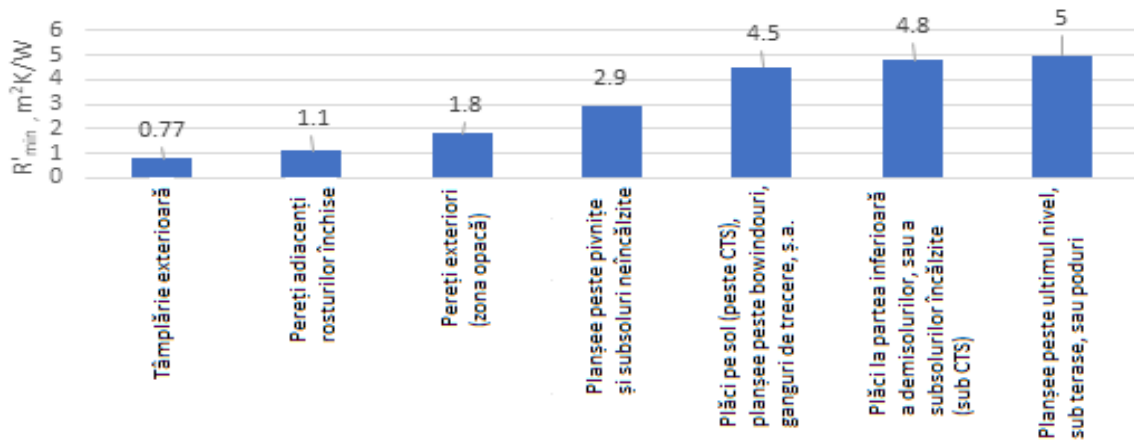


Fig. 3. Rezistențe termice corectate minime (valori normate).

În Figura 3 sunt prezentate valorile minime corectate ale rezistențelor termice normate așa cum sunt menționate în Tabelul 1 al Ordinului 2641.

Rezistența termică corectată R' a unui element de construcție (inversul transmitanței termice corectate $U' = 1/R$) rezultă ca urmare a pierderilor de căldură ce survin în paralel cu cea unidirecțională R , respectiv cele datorate punților termice lineare $R_\psi = \frac{A}{\sum(\psi l)}$, precum și a celor punctuale $R_\chi = \frac{A}{\sum\chi}$

$$\frac{1}{R'} = \frac{1}{R} + \frac{1}{R_\psi} + \frac{1}{R_\chi} \quad (6)$$

Coeficienții specifici lineari, ψ respectiv punctuali χ de transfer termic care intervin în expresiile rezistențelor termice ale punților termice indicate mai sus reprezintă corecțiile aduse fluxului unidirecțional de cel bi- și tridirecțional care intervin în zonele de neomogenitate ale elementelor de construcție. La evaluarea rezistențelor termice ale punților termice mai intervine și aria anvelopei, A , respectiv lungimea fiecărei punți termice lineare, l . De regulă, punțile termice au ca efect o diminuare a rezistenței termice unidirecționale R ca urmare a unui flux termic bi-, sau tridimensional, exprimată cu ajutorul coeficientului de reducere a rezistenței termice unidirecționale, r

$$r = \frac{R'}{R} = \frac{1}{1 + \frac{R}{R_\psi}} \quad (7)$$

Coeficienții specifici aferenți punților termice lineare, ψ , pot avea atât valori pozitive, ceea ce conduce la o reducere a rezistenței termice corectate față de cea unidirecțională, ($R' < R$) precum și valori negative, caz în care rezistența termică corectată va avea o valoare mai mare comparativ cu cea unidirecțională ($R' > R$).

În privința punților termice punctuale trebuie specificat că acestea nu sunt întotdeauna ușor de evaluat prin calcul ceea ce face ca ele să fie adesea neglijate în practică. De altfel, este util ca punțile termice punctuale să fie, pe cât posibil, evitate atât în faza de proiectare cât și în cea de execuție a lucrărilor prin soluțiile constructive adoptate.

Ponderea pe care o au diferitele tipuri de punți termice lineare depinde atât de valoarea coeficienților lineari, ψ , cât și de lungimea corespunzătoare a punții termice respective, l . Din Figura 4 se poate observa că majorarea ponderii rezistenței termice a punților termice lineare atrage după sine și sporirea coeficientului de reducere a rezistenței termice unidirecționale, r : la o valoare egală a rezistenței termice a punților

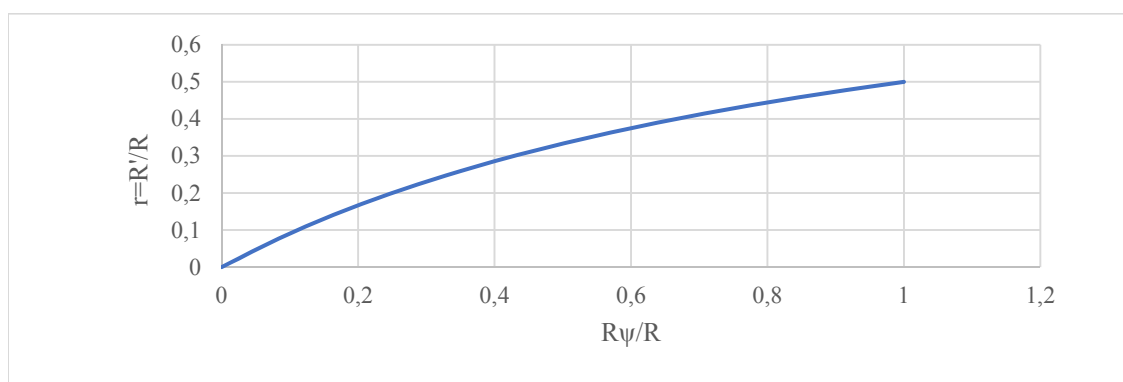


Fig. 4. Influența ponderii rezistenței termice a punților termice lineare asupra coeficientului de reducere a rezistenței termice unidirecționale, r .

termice lineare cu cea unidirecțională ($R_\psi = R$) rezistența termică corectată se înjumătățește față de cea unidirecțională ($R' = 0,5 \cdot R$). Consecința punților termice se regăsește în pierderile de căldură sporite datorită ”scurtăturii” prin punțile termice pe care o urmează fluxul de căldură. De regulă, punțile termice planșeu-perete și cele care intervin la îmbinarea plăcii balconului cu peretele au efectul cel mai defavorabil, urmate fiind de cele glafului lateral al ferestrei, respectiv a glafului inferior al ferestrei, mai ales datorită numărului de ferestre și de uși.

3. Punțile termice și izolarea termică

Elementele de construcție critice din punctul de vedere al punților termice sunt balcoanele, buiandrugii din pereții de cărămidă, intersecțiile pereților cu placa pe sol, intersecțiile pereților cu ferestrele, stâlpii de oțel, bolțurile și pragurile integrate în elementele de construcție. Pierderile de căldură se amplifică datorită punților termice ca urmare a reducerii rezistenței termice a anvelopei. Reducerea și chiar evitarea punților termice este prin urmare nu doar recomandată ci chiar necesară. Izolarea cu ajutorul unui strat continuu realizat din vată minerală, spumă rigidă, sau panouri din polistiren reprezintă o primă soluție, care trebuie însoțită de utilizarea ferestrelor termopan cu

(două)/trei foi de geam și gaz inert, acoperite cu un strat având emisivitate redusă și integrate în rame produse din materiale cu conductivitate redusă. Însă odată cu creșterea nivelului de izolare termică importanța relativă a punților termice se amplifică în cadrul bilanțului de căldură. Valorile coeficienților lineari, ψ , se majorează cu ocazia izolării suplimentare ca urmare a creșterii grosimii izolației în vecinătatea punților termice [3] având ca efect nedorit sporirea pierderilor de căldură prin acestea și reducerea temperaturii pe suprafețele interioare aferente, condensarea locală și reducerea confortului termic. Nu trebuie neglijate nici temperaturile mai scăzute din interiorul structurii care vor conduce la tensiuni suplimentare în material și la posibila condensare interstițială cu deteriorări rezultate din umiditatea apărută.

Pentru clădirile mici, precum casele de locuit unifamiliale, coeficientului de compactitate, A/V , are valori nefavorabile, relativ mari, ceea ce face necesară evitarea sau reducerea punților termice.

Conexiunile balcoanelor, care introduc punți termice adiționale semnificative, implică măsuri de compensare scumpe și adesea împiedică atingerea unui standard ridicat cum este de exemplu cel de casă pasivă. Balconul reprezintă o extindere a suprafeței prin care are loc schimb de căldură și implicit conduce la majorarea pierderilor termice ale clădirii, manifestându-se ca un schimbător de căldură, nedorit, dar eficient, Figura 5.

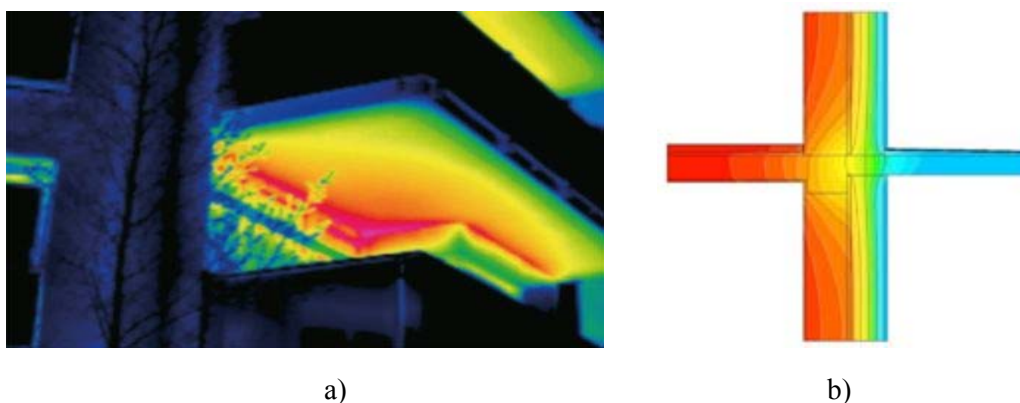
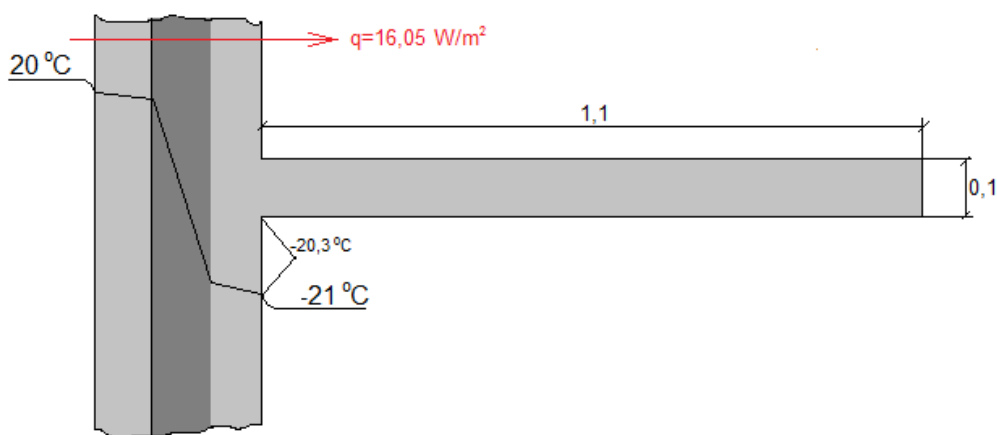


Fig. 5. Evidențierea punții termice în cazul plăcii balconului: a) imagine termografică; b) simulare numerică.

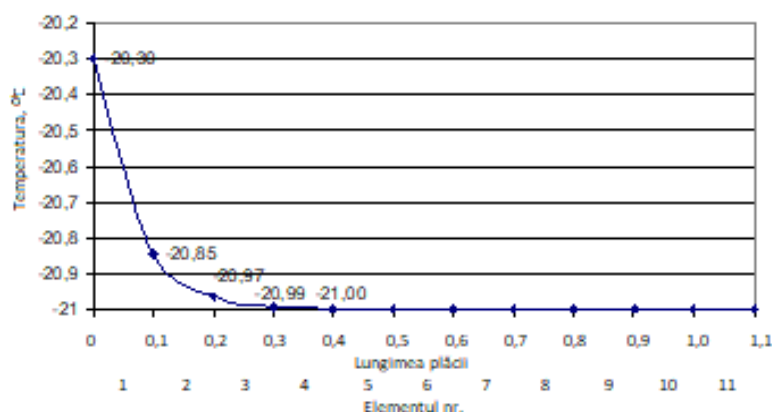
3.1. Balcoane în consolă: înainte și după izolarea termică a peretelui adiacent

Exemplul numeric [4] ce va fi prezentat în continuare vizează punerea în evidență a pierderilor de căldură relativ importante caracteristice plăcii balconului precum și efectul produs asupra acestor pierderi prin izolarea anvelopei în speță a fațadei acesteia. Situația analizată, cu placa discretizată în 11 elemente, este prezentată în Figura 6.a, iar în Figura 6.b este arătată distribuția temperaturilor în placa balconului așa cum au

rezultat din calcul. Totodată au fost calculate și pierderile de căldură prin fiecare element al plăcii, valorile rezultate fiind înfățișate în Figura 6.c. S-a considerat un perete având un strat de vată minerală între cele două plăci de beton, cu suprafața de 10 mp și cu rezistență termică unidirecțională $R_{p\ neiz} = 2,56 \text{ m}^2 \text{ K/W}$ (în această etapă nu există izolație pe fața exterioară a peretelui). În aceste condiții pierderea de căldură prin perete este $Q_{p\ neiz} = 3,85 \text{ kWh/zi}$ atunci când temperatura interioară este menținută la valoarea de $+20 \text{ }^\circ\text{C}$ iar cea exterioară este de $-21 \text{ }^\circ\text{C}$. Placa balconului considerată a avea aceeași lungime ca și peretele de care este atașată ”extrage” zilnic din clădire o cantitate de căldură de $4,3 \text{ kWh/zi}$: fluxul termic specific prin placă este $q_{b\ neiz} = 40,72 \text{ W/m}^2$ în vreme ce prin perete este de 2,5 ori mai redus $q_{p\ neiz} = 16,04 \text{ W/m}^2$. Se poate remarca faptul că placa balconului are pe întreaga sa adâncime aproximativ aceeași temperatură ca și cea a aerului exterior $-21 \text{ }^\circ\text{C}$: doar primele trei elemente ale plăcii din vecinătatea peretelui diferă cu mai puțin de un grad de temperatura exterioară. Aceasta face ca elementele 5, 6...11 să contribuie neglijabil la pierderile de căldură ale plăcii – doar primele trei elemente sunt practic active în procesul de transfer termic.

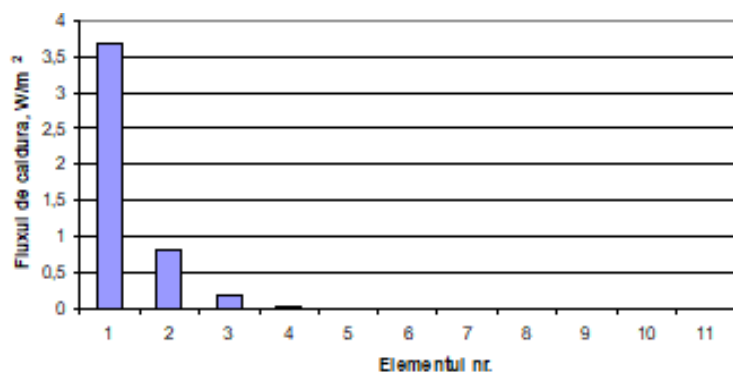


a)



b)

Rolul punților termice în perspectiva standardului nZEB



c)

Fig. 6. Placa balconului (a) cu distribuția temperaturilor (b) și fluxul de căldură specific pentru fiecare element discretizat (c) înainte de izolarea peretelui.

După izolarea termică cu 10 cm de polistiren /vată minerală a peretelui, Figura 7 de care este fixată placa rezistența termică a acestuia se îmbunătățește devenind $R_{p\ iz} = 4,83 \text{ m}^2 \text{ K/W}$, ceea ce determină o reducere sensibilă a pierderilor de căldură, anume $Q_{p\ iz} = 2,0 \text{ kWh/zi}$, adică o scădere la aproape jumătate comparativ cu peretele inițial neizolat.

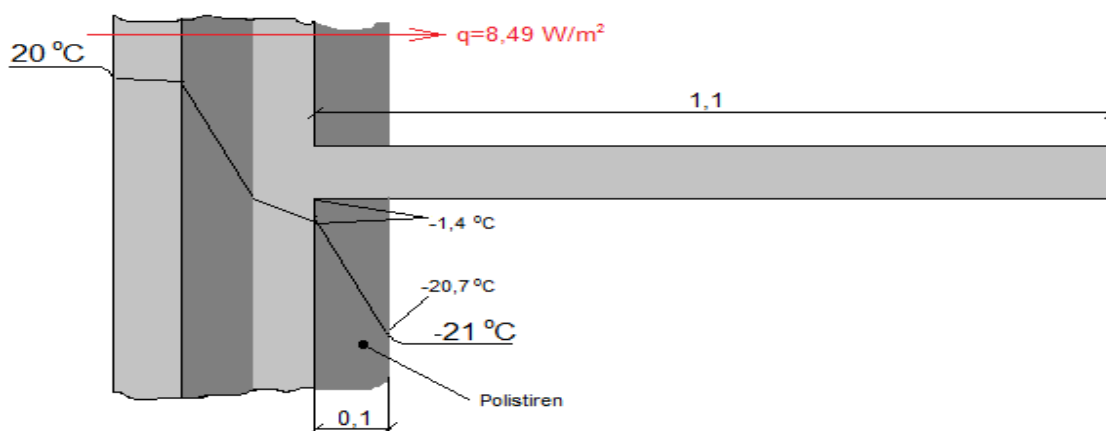


Fig. 7. Adăugarea unui strat de izolație pe fața exterioară a peretelui.

Izolarea continuă a pereților exteriori poate îmbunătăți rezistența termică cu 55% până la 97% ceea ce are un efect pozitiv asupra temperaturile interioare ale pereților. Stratul de izolație aplicat pe perete împiedică contactul termic al plăcii la baza sa cu aerul exterior și implicit se poate considera că nu va exista nici schimb de căldură cu mediul în zona primului element al plăcii. Figura 8 prezintă distribuția temperaturii în placa balconului după izolarea peretelui: se remarcă valori mai ridicate ale temperaturilor față de situația anterioară – $1,4 \text{ °C}$ față de $-20,3 \text{ °C}$ la primul element și

-17 °C față de -20,85 la cel de-al doilea element. Fluxul de căldură specific prin perete s-a redus aproape la jumătate: 8,49 W/m² comparativ cu 16,05 W/m².

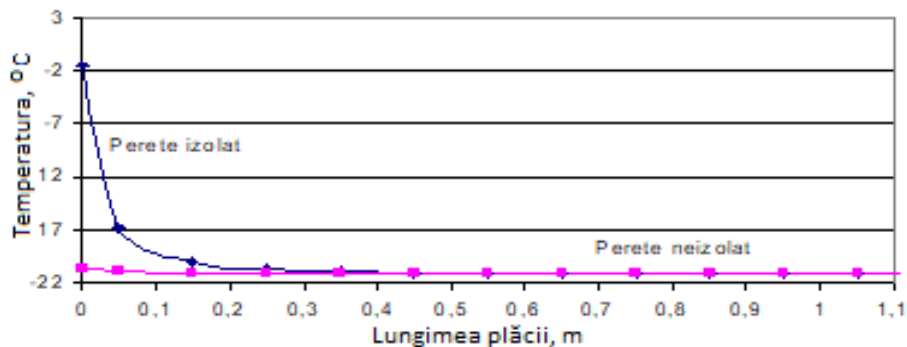


Fig. 8. Distribuția temperaturilor în placa balconului, înainte și după izolarea peretelui pe fața sa exterioară.

Totodată, creșterea temperaturilor din placă față de situația peretelui neizolat conduce la pierderi majorate de căldură, pentru fiecare element al plăcii, așa cum rezultă din Figura 9.

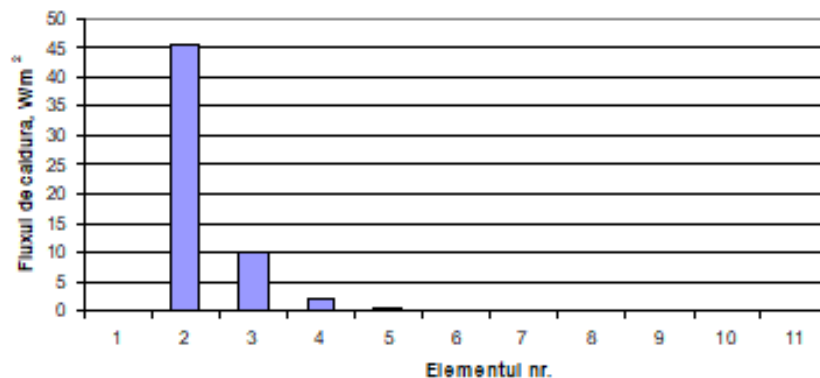


Fig.9. Distribuția fluxului termic specific pe elementele discretizate ale plăcii balconului.

Aceste observații pot fi sintetizate prin compararea fluxurilor termice specifice:

- prin perete, odată cu izolarea suplimentară a rezultat o reducere de la 16,04 W/m² la 4,63 W/m²
- prin placa balconului (neizolată) a crescut de la 40,72 W/m² la 55,21 W/m² ca urmare a valorilor mai ridicate ale temperaturii acesteia.

Compararea valorilor fluxului termic pentru fiecare element al plăcii este arătată în Figura 10.

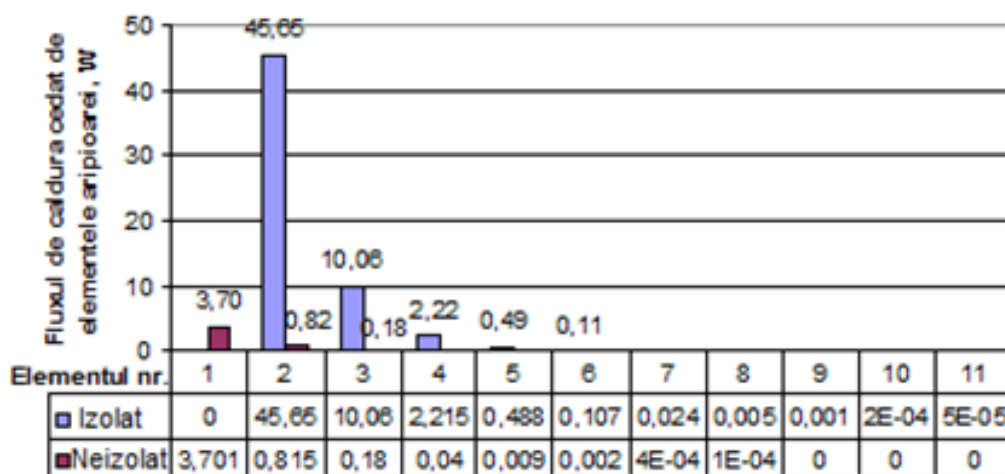


Fig.10. Fluxul termic cedat de placa balconului în cele două situații: perete izolat, respectiv neizolat.

Din Figura 11 se poate observa că reducerea cu 1, 85 kWh/zi a pierderilor de căldură aferente peretelui rezultată ca urmare a izolării acestuia este pentru ansamblul perete-placa doar de 0,85 kWh/zi datorită majorării pierderilor prin placa balconului de la 4,3 la 5,3 kWh/zi.

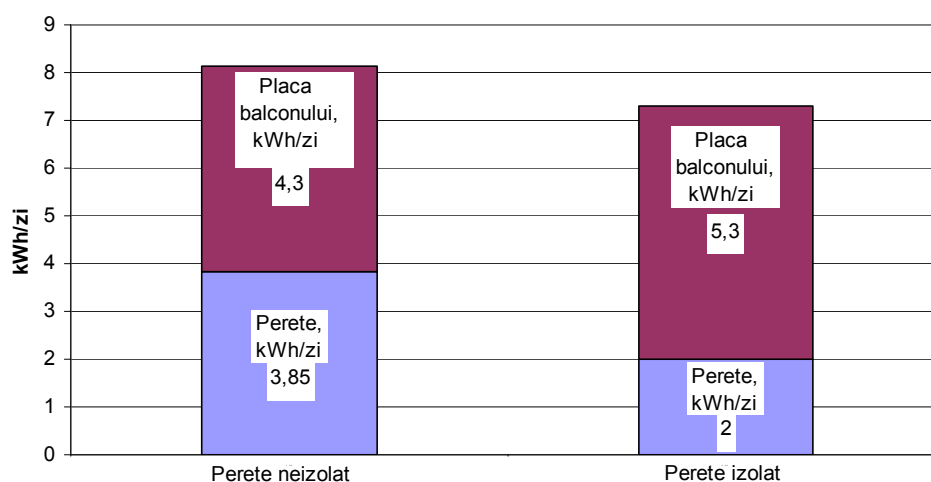


Fig.11. Pierderile zilnice de căldură prin placa balconului, respectiv prin perete înainte și după izolarea acestuia.

Ferestrele sunt adesea considerate responsabile pentru pierderile cele mai importante de căldură ale unei clădiri, în principal datorită performanței termice semnificativ mai reduse ($R = 0,5 \dots 0,7 \text{ m}^2\text{K/W}$) comparativ cu zonele opace învecinate ($2 \dots 5 \text{ m}^2\text{K/W}$), pierzându-se din vedere efectul aproximativ egal al plăcii neizolate a balconului, mai ales în cazul clădirilor cu multe etaje.

Trebuie remarcată diferența mare dintre valorile fluxului termic specific prin perete și cel prin placa balconului, diferență care crește odată cu izolarea peretelui. Placa balconului se comportă ca o nervură expusă pe întreaga sa suprafață la aerul rece din exterior, iar betonul din care este realizată este caracterizat de conductivitate relativ ridicată, toate acestea contribuind la pierderile de căldură importante pe care le favorizează. Dacă în situația inițială rezistența termică a peretelui neizolat la exterior era de $2,56 \text{ m}^2 \text{ K/W}$, iar rezistența efectivă a peretelui și a plăcii balconului era ușor mai scăzută $2,27 \text{ m}^2 \text{ K/W}$, după izolarea peretelui situația se schimbă substanțial: rezistența termică a peretelui izolat se majorează la $4,92 \text{ m}^2 \text{ K/W}$ în vreme ce rezistența termică efectivă a peretelui și ai plăcii balconului se menține scăzută, doar $2,53 \text{ m}^2 \text{ K/W}$. Altfel spus, efortul de izolare termică doar a peretelui a adus o contribuție nesemnificativă la sporirea rezistenței termice efective a ansamblului perete și placa balconului, anume de la $2,27 \text{ m}^2 \text{ K/W}$ la $2,53 \text{ m}^2 \text{ K/W}$.

Aceste observații susțin necesitatea izolării simultane a plăcii balconului cu cea a peretelui, prin aplicarea pe extrados, respectiv pe intrados a unui strat de polistiren/vată bazaltică, etc.

O altă soluție practică în unele țări este cea a intercalării unui bloc de spumă între pereții opaci și placa balconului care va juca rolul de frână termică prin reducerea

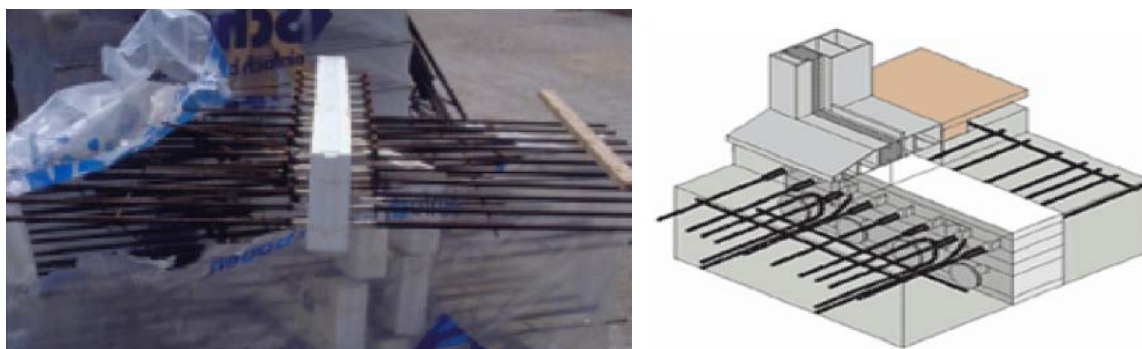


Fig.12. Blocul de spumă joacă rolul de frână termică în cazul plăcii balconului.

punților termice aferente joncțiunii dintre acestea, ceea ce contribuie la economii substanțiale de energie ajungând până la 82%. Comparativ cu izolarea celor două fețe plăcii balconului soluția ”frânei termice asigură o eficiență sporită, fiind mai economică și din punctul de vedere al lungimii ce trebuie acoperită: circa 20 cm -grosimea plăcii față de aproximativ 2,2 m-adâncimea totală, deasupra și sub placă. Asigurarea rezistenței mecanice a plăcii pentru acest caz se face cu bare de oțel inox sudate pe barele de armare existente în masa de beton structural. Barele sunt dirijate atât în sus cât și în jos pentru a răspunde atât la sarcinile de compresie, cât și la cele de întindere așa cum se prezintă în Figura 12.

Studiile efectuate [5] asupra impactului produs prin intercalarea unei frâne termice între placa balconului și structura clădirii au arătat importanța unei abordări atente a detaliilor la proiectare, așa cum reiese din Figura 13. Cu cât este mai mare rezistența termică a peretelui cu atât se înrăutățește rezistența termică efectivă a ansamblului perete-balcon reducerea putând a depăși 60%. Prin inserarea unei frâne termice se poate obține o rezistență termică reprezentând 70%... 80% din cea a peretelui izolat fără balcon. Un impact important asupra rezistenței termice efective a ansamblului perete-balcon îl joacă și ponderea ariei ocupate de placa, respectiv de balcon față de aria peretelui.

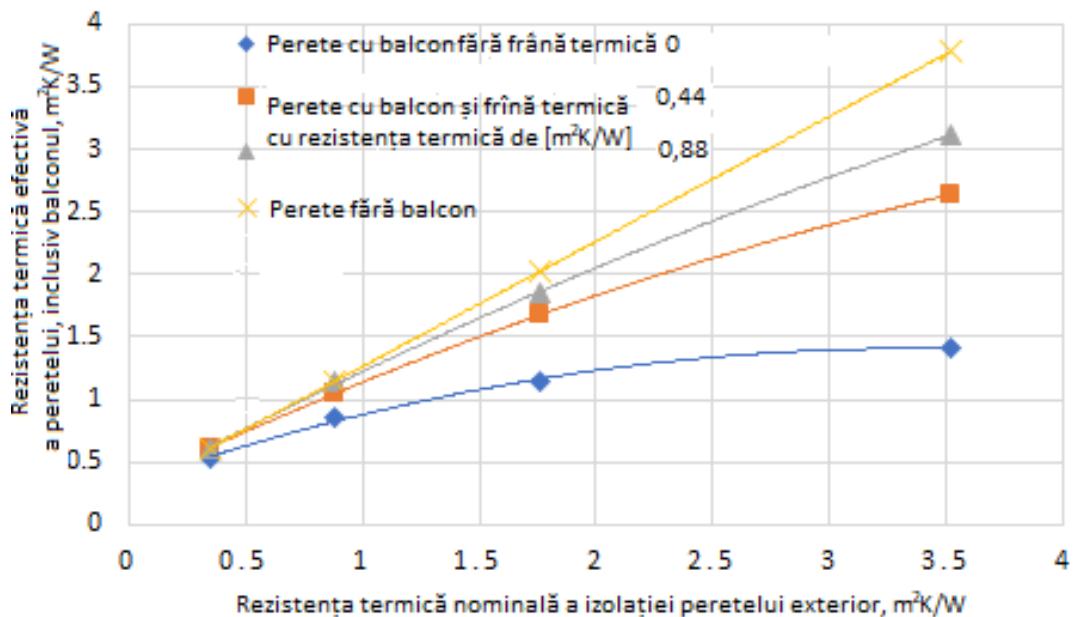


Fig. 13. Efectul frânei termice asupra rezistenței termice efective în cazul peretelui de beton izolat la exterior.

De altfel trebuie precizat că în practică există și clădiri la care se poate remarca absența balcoanelor.

4. Limitarea punților termice

Evaluarea rezistențelor termice corectate presupune o analiză riguroasă a tipului și numărului aferent de punți termice urmată de estimarea coeficienților lineari ψ din cataloagele la dispoziție în vederea calculării coeficienților de pierderi specifici fiecărei punți termice și care prin însumare vor servi la evaluarea coeficientului total de pierderi datorat punților termice

$$H_{PT} = \sum(l \cdot \psi) \quad [8]$$

Cu toate că metoda explicită de calcul a pierderilor suplimentare de căldură datorate punților termice tinde să fie cea mai riguroasă, totuși caracterul ei laborios reprezintă un dezavantaj important. De altfel normele în vigoare [6] prevăd posibilitatea

utilizării unor coeficienți de reducere a rezistențelor termice unidirecționale în faza de proiectare

- la pereți exteriori 20 ... 45%
- la terase și planșee sub poduri 15 ... 25%
- la planșee peste subsoluri și sub bowindowuri 25 ... 35%
- la rosturi 10 ... 20%

Dacă simulările referitoare la fluxul de căldură sunt considerate de regulă în marja de eroare de 5%, în schimb evaluările referitoare la pierderile de căldură datorate punților termice sunt încadrate în limita de eroare de 10%...15% conform standardelor irlandeze [7], ajungând chiar la 20% în cazul normelor germane [8]

Pentru a depăși reticența în privința metodei explicite de determinare a coeficienților de reducere a rezistenței termice datorate punților termice unele țări precum Germania, Olanda, Polonia, Italia s.a au dezvoltat o metodă pragmatică bazată pe un factor de corecție, y , care ia în considerare punțile termice prin expresia [9] sub forma

$$H_{PT} = y \cdot \sum A_{exp} \quad (9)$$

în care A_{exp} reprezintă aria anvelopei expusă mediului ambiant, iar y semnifică diferența dintre valoarea corectată a transmitanței U' și cea unidirecțională U

$$y = U' - U = \frac{1}{R'} - \frac{1}{R} \quad (10)$$

În urma unei analize de senzitivitate a rezultat că valoarea $y=0,04 \text{ W/m}^2\text{K}$ este valabilă doar pentru situațiile în care valorile transmitanței U ale elementelor de construcție se abat de la cele prescrise cu maximum $\pm 20\%$, adică

- Acoperiș 0,13...0,09 W/m²K
- Pereți 0,25...0,16
- Pardoseală 0,18...0,12

Aceasta revine la a spune că depășirea valorii U pentru un element de construcție implică diminuarea altuia sub limita admisă astfel încât procentajul cumulat să nu fie mai mare de 20%. Menținerea valorilor transmitanței pentru fiecare element de construcție în limitele menționate impune proiectarea acestora după anumite prescripții specifice și care au fost publicate în țările care au întreprins aceste eforturi de reducere a pierderilor de căldură bazate pe metoda simplificată de calcul a coeficienților de pierderi.

5. Concluzii

Directiva europeană referitoare la Performanța Energetică a Clădirilor, EPBD recent reformată stabilește ca țintă pentru anul 2050 limitarea încălzirii globale prin reducerea emisiilor de GES cu aproximativ 90% comparativ cu cele existente în anul 1990. Mediul construit este responsabil pentru circa 40% din totalul emisiilor de GES și în acest context va trebui să sprijine ținta stabilită prin conceptul de clădire cu consum aproape zero, nZEB. Ca prim pas în realizarea acestui obiectiv se situează reducerea pierderilor de căldură existente în prezent, iar izolarea anvelopei fără diminuarea efectului punților termice nu se dovedește a fi suficientă. Influența punților termice asupra pierderilor de căldură ale anvelopei clădirilor poate avea o importanță semnificativă în contextul eforturilor depuse în ultimul deceniu având ca bază EPBD și în condițiile în care majoritatea țărilor din UE impun condiții referitoare la aceste pierderi.

Evaluarea tradițională a rezistențelor punților termice lineare este caracterizată de un grad de precizie limitat, circa 20% și implică existența și consultarea unui catalog pentru extragerea valorilor ψ , ce intervin în calculele relativ laborioase aferente. Pe lângă timpul consumat cu aceste calcule, precizia metodei atrage reticența specialiștilor astfel încât aplicarea încă din faza de proiectare a clădirii a unor soluții specifice care să limiteze pierderile de căldură, așa numitele măsuri de bune practici privind detalierea s-au impus într-o serie de țări UE. Metoda *valorii γ* permite proiectantului să atingă obiectivul propus prin simpla utilizare a unor soluții constructive de detaliere prestabilite și care conduc la clădirile lipsite de punți termice (*“Thermal Bridge Free”*), caracterizate de un coeficient inferior valorii de $0,01 \text{ W/(m}^2\text{K)}$. Continuitatea straturilor de izolație aplicate anvelopei poate fi controlată vizual și comod de către contractori, sau verificali de specialitate. Precizarea unor reguli simple și limitate ca număr care vizează punțile termice precum schimbarea geometriei acestora, majorarea lungimii traseului urmat de căldură prin puntea termică, schimbarea materialului aferent acesteia și în primul rând izolarea punților termice ușurează atât munca de concepție cât și verificările ulterioare fără a mai necesita activități cronofage. Odată integrate aceste reguli simple în activitatea de concepție și execuție nu mai sunt necesare reveniri la faza de proiectare.

6. Bibliografie

- [1] ***Enhanced Construction Details 2009 - *Guidance on energy efficient construction*. Energy Saving Trust
- [2] ***Ordinul nr. 2641/2017
- [3] ***BUILD-UP > 2010 *PI88_Thermal bridge guidance principles ASIEPI-WP4.doc*
Good practice guidance on thermal bridges & construction details, Part I: Principles
- [4] ***Boian, I. 2003 *Heat and mass transfer with numerical applications*. Editing House of Transilvania University. Braşov
- [5] ***The Importance of Slab Edge & Balcony Thermal Bridges. Report # 1: Impact of Slab Thermal Breaks on Effective R-Values and Energy Code Compliance. Prepared by RDH Building Engineering Ltd. September 24, 2013.
- [6] ***C 107-2010
- [7] ***Elemental Method in Building Regulations 2008 TGD-L (Dwellings). Limiting Thermal Bridging and Air Infiltration Acceptable Construction Details. Government of Ireland 2008
- [8] ***DIN EN ISO 14683, Section 5.1

Flood risk mapping based on hydraulic model 2D and GIS, Case study in Draa Ben Khada, Tizi ouzou, Algeria

Abdelghani Leghouchi¹, Mohammad Djemai², Oussama Derdous³,
Jamila Tarhouni⁴

^{1,2} Laboratory Geomaterial, Environment and Installation (L.G.E.A),
University Mouloud Mammeri Tizi Ouzou Algeria,
ghanileghouchi@hotmail.fr ; mohdjemai54@gmail.com

³ Department of Civil and Hydraulic Engineering,
University Kasdi Merbah Ouargla Algeria.
oussamaderdous@hotmail.fr

⁴ Laboratory Sciences and Technology of Water,
National Institute of Agronomy Tunisia (I.N.A.T), Tunis, Tunisia
elmaainat@yahoo.fr

DOI:10.37789/rjce.2020.11.2.9

Abstract. *Floods caused by rivers are one of the serious, common and natural disasters that many countries are facing. It has caused an immense damage, and a huge proportion of such destruction is associated with the lack of knowledge, resources and coping mechanisms. Therefore, studies and researches on the nature of the rivers are inevitable. Computer models are an effective tool for studying and simulating river behavior with the least possible cost, and one of the measures for the risk reduction is the delineation of flood-prone areas. Flood risk mapping involves modeling the complex interaction of the river flow hydraulics with topographical and land use features of the floodplains. An integrated approach to river flood modeling is the use of GIS and hydraulic models.*

This paper presents the use of flood frequency analysis integrating with 2D Hydraulic model (HECRAS) and Geographic Information System (GIS) to prepare flood maps of different return periods: 10 years, 20 years, 50 years, and 100 years in Wadi Bougdoura; Wadi SEBAOU and Wadi Sbet at DraaBenKahada City in TiziOuzou.

The resulting hydraulic model provides a good representation of the general landscape and it contains additional details, the results indicate that GIS is an effective environment for mapping and analyzing floodplains, they clearly show that this new approach, based on 2D simulation results, allows the stakeholders to have a better appreciation of the consequences of a flood, a design of making a land use and infrastructure development decisions, and emergency measures.

Keywords: *Draa Ben Khada; Flood risk mapping; HEC-RAS 2D; GIS*

1. Introduction

There is a growing global concern about solutions to reduce many human and financial losses caused by floods (Shahiri, A. et al 2016), the complex behavior and detrimental consequences that are shown by natural hydraulic phenomena have led to considerable investments in the development of hydraulic models that are capable of predicting water flow in a large variety of situations (González B, R., 2017). In this context, researchers have been working to reduce this risk since few decades ago, where riverine flooding has received a considerable attention from researchers (Garg, P. K. 2015). Researchers considered the hydraulic modeling and the identification of floodplain prone zoning maps can be one of the key solutions in flood mitigation and important to nonstructural measures in planning and optimizing utilization (Linh, N. T. M., et al 2018; Shahiri, A. et al 2016). Also, they are certainly one of the most basic and important information needed in civil engineering projects and they should be taken into consideration before any investment or operational development in the projects of the areas around the river.

In the aforementioned mapping efforts, accurate identification and delineation of flood inundation requires hydraulic numerical modeling of the river system, where they would be considered one of the efficient tools in order to study and simulate the behavior of rivers. (Javadnejad, F. 2013). Developing flood inundation maps using hydraulic simulators and GIS are the least costly procedure in terms of data collection, design, computation, and professional costs. The use of GIS in conjunction with hydraulic modeling is relatively recent and widely implemented. Until the last few years, GIS applications to floodplain mapping and terrain modeling have been relatively limited. With the rapid advances in GIS in the 1980s, GIS began to be used to represent the flow of water on the land surface (Tate, E. C., et al 1999). Digital elevation models (DEM) grids of regularly spaced elevation data are commonly used in hydraulic analysis to represent flow paths of water over the land.

There are many existing tools available for computational hydraulic modeling, and they are very dependent on the type of hydraulic analysis performed. It is safe to say that at least there exists a program for each possible scenario related with water. There are three different ways to represent water flow in the case of flooding in a river. (González B, R., 2017). The water flow in such situations can be represented as a one-dimensional (1D) flow, a two-dimensional (2D) flow. Moreover, some of the existing software offer the possibility to combine a 1D flow model with a 2D flow model, commonly referred to in literature as quasi-2D and 1D models, to be mentioned: one dimensional (MIKE1, HEC-RAS, Iber,) and two dimensional (MIKE21, HEC-RAS 5.0, Telemac 2D, HEC-RAS, FLO-2D, TUFLOW's 2D, QUAL2K). (Penton, D. J., et al 2007). Hydraulic models require river cross-sections, accurate high-resolution digital elevation models (DEM) and extensive calibration. River hydraulic models such as HEC-RAS contain a wealth of detailed terrain data, typically developed from land surveys. (Tate, E. C., et al 2002)

River flood routing (flood propagation in rivers) can be described by one dimensional (1D) mathematical model. This solution is suitable for the modeling of inundation of open floodplains as well but in case of sophisticated morphological conditions application of quasi 2D or 2D models might be necessary. (Anonymus, A. 2007). Performance of traditional 1D model is questionable in very flat floodplains. Thus, many 1D hydraulic models are being replaced by 2D hydraulic models (Merwade et al. 2008). The latest version, HEC-RAS 5.0.5 offers the stand-alone capability to perform 2D hydraulic routing and capabilities of a detailed animation and mapping of flood within the RAS mapper in HEC-RAS itself. (Bhandari, M., et al 2017). This ability allows hydraulic engineers to analyze model results through the geospatial visualization to more readily identify the hydraulic model deficiencies and making model's improvements (Engineers 2002).

In many studies, HEC-RAS, two-dimensional (2D) software, which is used to simulate floodplain, dam break, etc. (Marko, K., et al 2019) developed a direct processing approach to flood inundation modeling in urban areas of Jeddah City, Saudi Arabia. The floodplain mapping was done by integrating geographic information system (GIS) with HEC-RAS 2D and WMS. A numerical modeling was carried out using HEC-RAS 2d version 5.03 on the vast plains of Llanos de Moxos in the Bolivian Amazon. The objective of this simulation was to compare the results of the numerical model with the satellite images of the flood event. (Quiroga, V. M., et al 2016). (Khattak et al 2016) have carried out floodplain mapping study for part of Kabul river in Pakistan using HECRAS hydraulic model. They conducted conventional return period study of flood using log-normal, Log-Pearson type-III and Gumbel's methods to calculate the extreme flows in river for different return periods. The results obtained were exported to ArcGIS software and floodplain maps were prepared for different return periods and from the floodplain maps areas vulnerable for flood hazard were identified and they also identified that 400% of the area is likely to inundate in comparison to normal flow of river. (Kumar, S., et al 2017). (Derdous et al 2015) developed an approach for the prediction of the dam break flood hazard in Skikda, Algeria using HEC-RAS numerical model in combination with GIS tool. (Timbadiya et al. 2012) developed an integrated hydrodynamic model of the lower Tapi River, India. Firstly, the one-dimensional model, hydrodynamic model was calibrated for Manning's roughness of the river channel and subsequently one-dimensional and two-dimensional integrated 11 hydrodynamic model was used to ascertain the sensitivity of Manning's 'n' on coastal flood plain depth of the lower Tapi river. (Mehta et al., 2012) presented a preliminary design for the physical enhancement of the reach of the Tapi River located near the confluence of Arabian Sea and the Tapi River in Surat City, Gujarat.

In this context, the present study aims at straightforward approach for processing output of the HEC-RAS 2D hydraulic model, for the enhanced mapping of the floodplain in the region by using the historical flow data of the middle valley of watershed of Sebaou (Wadi Bougdoura; Wadi Sbaou; Wadi Sbet). Also, an analysis in the GIS, in order to predict the flood depth and wave propagation of flood in the Draa

Ben Khada city floodplain located in Algeria, due to its proximity to numerous school buildings, homes, vast agricultural areas, and businesses, the modeling of floodplain and analysis in the GIS has a great interest to city. After the model calibration and validation, flood mapping of the Draa Ben Khada city was accomplished in GIS environment by exporting the results from HEC-RAS using the RAS Mapper tools, an additional map layers from google earth imagery were added in the GIS for an enhanced visualization. This will help the decisionmakers, especially the involved government's department, and developers to make a proper plan for future development.

2. Materials and Method

2.1 Study area

This study focuses on the middle valley of watershed of Sebaou as it passes through Draa Ben Khada and its surroundings, as well as on a small tributary (wadi Sebt ;wadi Bougdoura) that pours its waters into the Sebaou river .The town of Draa Ben Khedda, in Tizi Ouzou state, Algeria (Figure. 1), is located between 3 rivers and it is crossed by Wadi Bougdoura, it is limited from the East by Wadi Sebt and from the north by the Wadi Sebaou which is the largest Wadi in the state of Tizi-Ouzou and which receives all the flows of the territory of the municipality; which increases the risk of flooding, This is due to the topographic nature of the area which is characterized by a decline in populated areas (Figure. 1). In particular, the area of study covers a floodplain area of approximately 8.75 Km² which comprises vast agricultural areas and the urban areas with significant population density. Although, the most susceptible parts to flooding are the floodplains on the sides of the Draa Ben Khada in the Wadi Bougdoura mouth, also the fundamental to check flooding in Wadi Sebaou due to the potential losses. In this city the subsequent expansion along the alluvial plains of the Wadi Sebaou, which has been done without detailed flood studies, makes it a good case for the study of floods.

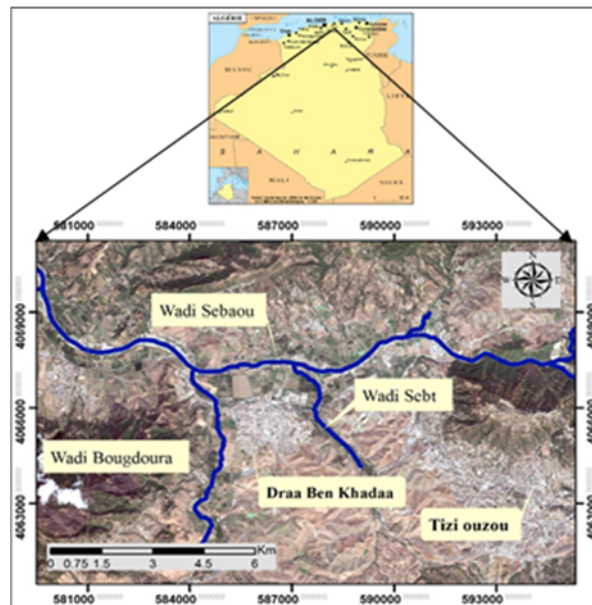


Figure 1: Study area: the town of Draa Ben Khadaa, in Tizi Ouzou, Algeria. source: own elaboration

Wadi Sebaou: it is the most important wadi that crosses the city, it is located at the North end of Draa Ben Khada city. This wadi is distinctly more sinuous with a width of 200 m, its path is relatively straight and its slope is 2 to 3% on average. The on-site visit identified several black spots that characterize this wadi, including the very small and insufficient section at the intersection with other wadis. At this level, the overflow of water is of concern to the local population, especially during heavy rains.

Wadi Bougdoura: This wadi is located at the west end of Draa Ben Khada city and presents a broad, relatively straight bed. It crosses a few dwellings located upstream but presents relatively greater danger than Wadi Sebaou.

Wadi Sebt: This wadi presents less danger for the city during heavy rains because it is located to the far east of the city. The houses reside at high elevations and are not exposed to floods.

2.2 Method

The development of the flood map is based on a two-dimensional (2D) flood modelling method applied across Draa Ben Khada to all three wadis. This method of flood modelling has the capability to estimate flood depths, extents and in turn a hazard score to estimate impacts on people, properties. This scenario has been simulated through model presented in figure 2;

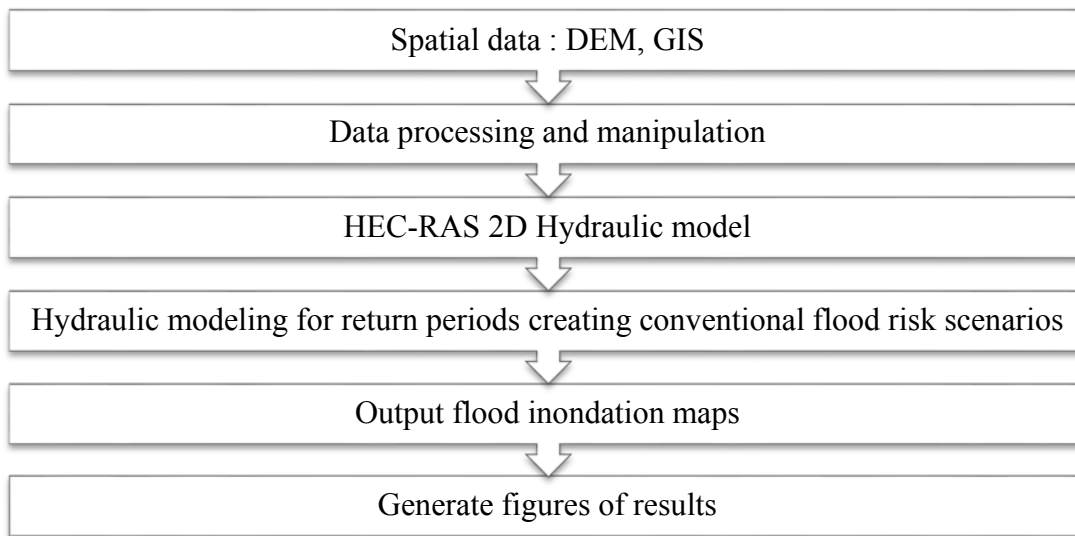


Figure 2. Developing a flood model using HEC-RAS and GIS

2.2.1 Topography, and DEM

In order to build a robust 2D model for the floodplain, detailed topographical data for the floodplain is essential. We chose HEC-RAS 2D as a modeling tool to undertake hydraulic simulations and in addition we used ArcGIS, more specifically ArcMap for the setting up of the geometry and the creation of all layers and sub-layers necessary before exporting the edited map on HEC-RAS for the hydraulic computation. To enable accuracy of inundation modeling two-dimensional HEC-RAS requires to secure the identification and accurate digital maps and digital elevation models (DEM) are required. The data used in this study include digital elevation model (DEM). Topography of the study area at a scale of 1/5000 was obtained from the National Institute of Cartography and Remote Sensing Agency of Constantine - Algeria. This DEM has a spatial resolution of around 30 m (SRTM-1s) and a vertical accuracy of ~10 m. It is available in the format of raster data, and it is used as main source of topographic data. In order to implement a two-dimensional simulation, HEC-RAS requires a terrain model for the study area so that the program can determine different heights of the analyzed surface. Once the terrain model is in raster format and has the resolution desired to work with, it is necessary to import from ArcGis into HEC-RAS, in this case the imported raster had tif extension. When importing the terrain model, HEC-RAS 2D requests a spatial reference system so that it is able to show the terrain accordingly. In this case, the same used for the pre-processing in Arc Gis will be selected the WGS84 UTM-Zone 31-N. Once the terrain map is successfully created in HEC-RAS, it is possible to visualize it in the RAS-Mapper. Figure 3 shows how RAS Mapper represents the terrain model used in this project.

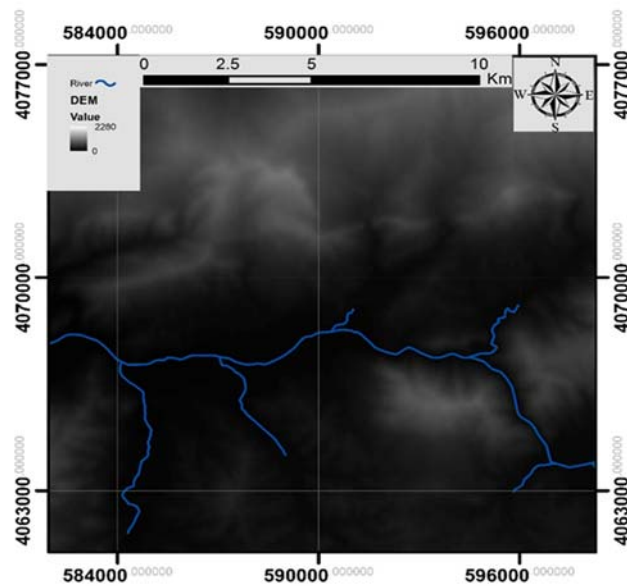


Figure 3. DEM generated from SRTM-1 images

2.2.2 HEC-RAS model

2D modeling features in HEC-RAS allow a user to create computational mesh. In the Geometric Data Editor, the modeler can define the limits of the computational mesh that envelopes the channel itself plus any adjacent floodplain areas. The pre-process calculates a detailed relationship between Elevation-Volume for each cell, and for each cell face computes the following relationships: Elevation-Wetted Perimeter, Elevation-Area, Elevation-Roughness and more hydraulic parameters. These detailed hydraulic property tables created by HEC-RAS allow the users to create bigger computational cells while preserving the terrain details. The valley at risk was modeled via a Structured Computational Mesh which was composed of 407013 cells with a grid size of 25x25 m with the computational time interval of 20 min with the output interval of 1 day. It is a process that was modified during calibration with two Structure computational mesh with a grid size of 50x50 m and 75x75m. A grid size of 25x25 m cell used in the computational mesh complies with two fundamental requirements. Firstly, the cells adapt to the terrain model as precisely as possible. Secondly, the cell size that allows it to interpret the water surfaces slope and it changes adequately. Small time interval and small cell size selection is better for getting good result though the simulation takes more time to complete. (Figure 4) shows the geometric data with computed cell meshing.

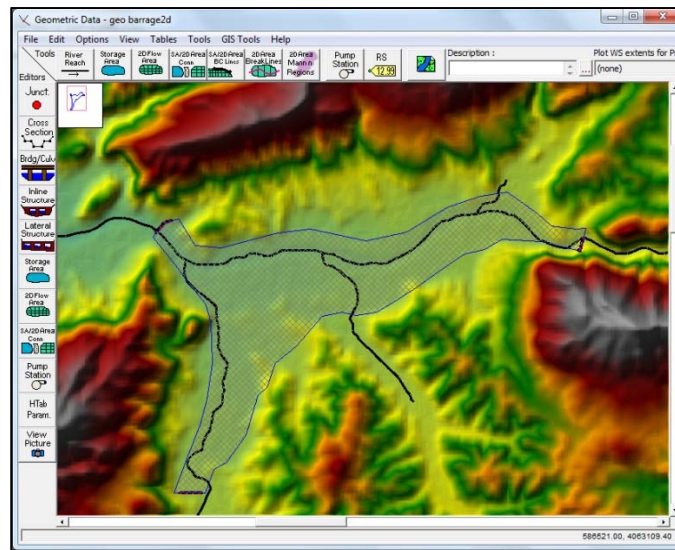


Figure 4.Geometric data with computed cell meshing. Source: own elaboration

HEC-RAS uses the Manning coefficient to measure flow resistance, and it has either the option of applying the continuous manning coefficient for the full-dimensional flow zone or dividing the region into different regions, each with its own n-manning value. For this simulations, one Manning's n value was assigned to the river and the floodplain respectively and set to 0.04. Because the study area is small there is not a broad variety in land cover classification, resulting in one Manning's n values. The selected reference value for the representation of the channel and banks was obtained from a comparison between the characteristics of studied vascular valleys and tables published by (USACE 2016). This approach brings a more realistic simulation since the distribution of land usage is recognized.

2.2.3 Boundary conditions

The model requires boundary conditions, which will be based on discharge hydrograph and slope of the river and can be calculated by averaging the bed slope over the whole stream length. General Hydrograph from the central Sebaou basin are available by means of the carried out by the (National Agency of Hydraulic Resources -Algeria). For the unsteady flow simulation, daily discharge data for the periods of 28 March 1974 - 31 March 1974 was used. Over the period, maximum river flow occurred on 30 March 1974 with discharge value of 2888 m³/s. Consequently, it has been assumed that the alleged hydrograph corresponding to the point where the upstream boundary condition is set follow the hydrographs made by the (NAHR). The flood is supposed to occur under the solicitation of the return period flood event.

2.2.4 Two-dimensional unsteady flow hydrodynamics

The flow in unsteady flow conditions is governed by the conservation of mass and momentum. These conservations can be described by a set of two-dimensional

equations commonly known as the Shallow Water Equations (SWE) or Saint Venant equations, which are the equations used in HEC-RAS. These are derived from the three-dimensional Navier-Stokes motion fluid equations by making a certain number of assumptions that are only applicable in case of open channel flow and flood modeling. The following derivations have been extracted from the HEC-RAS Hydraulic Reference Manual (USACE 2016).

Mass conservation:

$$\frac{\partial h}{\partial t} + \frac{\partial(hu)}{\partial x} + \frac{\partial(hv)}{\partial y} + q = 0 \quad (1)$$

Momentum conservation:

$$\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} = -g \frac{\partial H}{\partial x} + \nu_t \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \right) - c_f u + f_v \quad (2)$$

$$\frac{\partial v}{\partial t} + u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial y} = -g \frac{\partial H}{\partial y} + \nu_t \left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} \right) - c_f v + f_u \quad (3)$$

Where: h = depth of water, (m); u, v = are the averaged velocities in the x- and y-direction, (m·s⁻¹); g = gravity acceleration, (m·s⁻²); ν_t = velocity diffusion coefficient, m²·s⁻¹; H = free surface elevation, (m); t = time, s; x, y = direction respectively (m); q = source or sink of fluid, (m·s⁻¹); c_f = the bottom friction coefficient; f = the Coriolis parameter.

The solution of Saint Venant 2D model is given by an implicit finite volume algorithm, which allows longer time steps than explicit methods. The finite volume method gives the model an increase in the stability and robustness when compared to traditional finite difference methods. Additionally, the algorithm is able to solve subcritical, supercritical and mixed regimes (USACE, 2016).

3. Result and discussion

The risk map is projected on Google Earth imagery as shown in (Figure 5) to have a better view and understanding the nature of flood water. The flood risk map determined areas at risk of flooding in different parts of the study area, showing areas with risk. The most vulnerable neighborhoods are located on the trail of different wadis, according to the risk map of the study area, as shown in (Figure. 5).

The results obtained from the use of the two-dimensional unsteady flow analysis using the HEC RAS model shows that, to a great extent, the area lying on the right bank of the Wadi Bougdoura was found to be more vulnerable to get inundated than the left bank. Along the river valley, the most important city is Draa Ben Khada, a town of 30 889 people. The areas covered by the flows are mostly agriculture areas as there are few buildings covered by the water. Floods can threaten human life, in Draa

Ben Khada City around 40 families were identified at risk, from which 12 resulted at high risk and 28 at medium risk. The city of Draa Ben Khada can suffer losses both economically, damaging the environment and loss of life. HEC-RAS provided us with some insights of how the Wadi Bougdoura and wadi Sebaou might affect the urban developments in an event of the magnitude of outflow. Analysis of 100 years returns period flood plain map indicated that 6.88 km² with the percentage of 20.50% is likely to be inundated. The predicted flood depth ranges vary from greater than 0 to 14 m in the flood plains and on the river. The range between 3 to 5 m were identified in the urban area of DBK, Marabou, the corresponding return flows that we estimated were inserted.

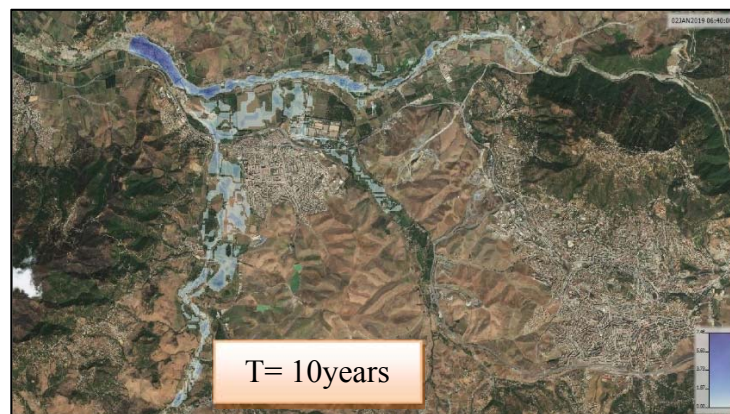




Figure 5. Floodplains obtained for events with return periods (T10; T25; T50; and T100 years) flow rate on the project area.source: own elaboration

The main flooded areas correspond in all cases with agricultural areas, mainly intended for irrigated crops. The areas that support buildings are also quite affected, with up to 100 Ha of urban land being impacted in an event of greater magnitude. Green areas, areas with riparian vegetation, and grasslands are also affected, while the rest of the land use types are only slightly affected. The generated river flood extent maps, rivers flood water depth distribution for Wadi Bougdoura, Wadi Sebaou and Wadi Aissi, are represented in Figure 5 for 10; 20; 50 and 100years return periods. The maps results provide the information of risk levels that can be used for solving flood problems alternatively. The urban zones do not pose a serious hazard, as the existing channel capacity can accommodate the simulated flood depths. Zones expand as the return period increases from 10 to 100 years due to the increase in the flood water depths in relation to the channel capacity. This result presented the locations of high, low and medium risks visually. The priority action plan is also evident for the decision.

4. Conclusion

The purpose of this study was to map the floodplains of the wadi Sebaou; wadi Bougdoura and wadi Sebt using Hec Ras 2D and GIS. From the analysis, it has been found that there are many land parcels in Draa Ben Khada city, there are many homes and a lot of infrastructure that could be exposed to floods because they are located in the floodplain of in these rivers. For this reason, the employed methodology provides the basis and criteria so that authorities and governments can regulate land use and limit human activity in the floodplains through proper territorial planning. Also, the existence of this risk cartography will allow a better management of those floodplain areas that are not affected by the risk of flooding. Due to HEC RAS and Arc Gis integration in the model, the resulting hydraulic model provides a good representation of the general landscape and it contains additional details, the results indicate that GIS is an effective environment for mapping and analyzing floodplains, very creative information could be generated regarding the flood episodes, in order to achieve a greater impact on the receiver, as well as very concrete and real recreations. Moreover,

the quantification of expected damages or losses for future flood events in different scenarios will be possible, Thus, these zones need immediate attention during flooding situations and should be assigned high priority. The flood risk map developed can be used to develop early warning system and public awareness in this zone.

References

- Abdulrazzak, M., Elfeki, A., Kamis, A., Kassab, M., Alamri, N., Chaabani, A., & Noor, K. (2019). Flash flood risk assessment in urban arid environment: case study of Taibah and Islamic universities' campuses, Medina, Kingdom of Saudi Arabia. *Geomatics, Natural Hazards and Risk*, 10(1), 780-796. <https://doi.org/10.1080/19475705.2018.1545705>
- Anonymus, A. (2007). Handbook on good practices for flood mapping in Europe. Excimap (European exchange circle on flood mapping).
- Bhandari, M., Nyaupane, N., Mote, S. R., Kalra, A., & Ahmad, S. (2017). 2D Unsteady Flow Routing and Flood Inundation Mapping for Lower Region of Brazos River Watershed. In *World Environmental and Water Resources Congress 2017* (pp. 292-303).
- Criado, M., Martínez-Graña, A., San Román, J., & Santos-Francés, F. (2019). Flood risk evaluation in urban spaces: the study case of Tormes River (Salamanca, Spain). *International journal of environmental research and public health*, 16(1), 5.
- Derdous O., Djemili L., Bouchehed H., Tachi S.E. A (2015b) GIS based approach for the prediction of the dam break flood hazard – A case study of Zardezas reservoir “Skikda, Algeria”. *Journal of Water and Land Development*. No.27, p.15.20. <https://doi.org/10.1515/jwld-2015-0020>
- Engineers, U.A.C.O. (2002) HEC RAS River Analysis System. Hydraulic Reference Manual. FEMA (2016) Federal Emergency Management Agency.
- Garg, P. K. (2015). The role of satellite derived data for flood inundation mapping using GIS. *The International Archives of Photogrammetry, Remote Sensing and Spatial Information Sciences*, 40(3), 235.
- González blanch, Ricard. Effect of the sub-grid geometry on two-dimensional river flow models. 2017. Thèse de baccalauréat. Universitat Politècnica de Catalunya.
- Javadnejad, F. (2013). Flood inundation mapping using HEC-RAS and GIS for Shelby County, Tennessee (Doctoral dissertation, University of Memphis).
- Khattak, M. S., Anwar, F., Saeed, T. U., Sharif, M., Sheraz, K., & Ahmed, A. (2016). Floodplain mapping using HEC-RAS and ArcGIS: a case study of Kabul River. *Arabian Journal for Science and Engineering*, 41(4), 1375-1390.
- Kumar, S., Jaswal, A., Pandey, A., & Sharma, N. (2017). Literature Review of Dam Break Studies and Inundation Mapping Using Hydraulic Models and GIS. *International Research Journal of Engineering and Technology*. P-ISSN, 2395-0072.
- Linh, N. T. M., Tri, D. Q., Thai, T. H., & Don, N. C. (2018) Application of a two-dimensional model for flooding and floodplain simulation: Case study in Tra Khuc-Song Ve river in Viet Nam.
- Marko, K., Elfeki, A., Alamri, N., & Chaabani, A. (2019). Two-Dimensional Flood Inundation Modelling in Urban Areas Using WMS, HEC-RAS and GIS (Case Study in Jeddah City, Saudi Arabia). In *Advances in Remote Sensing and Geo Informatics Applications* (pp. 265-267). Springer, Cham. <https://doi.org/10.3390/ijerph16010005>
- Mehta, d., yadav, d., & waikhom, m. S. I. (2013). Hec-ras flow analysis in the river tapi. *Journal of global analysis*, 2(4), 90-93.
- Merwade, V., Olivera, F., Arabi, M., & Edleman, S. (2008). Uncertainty in flood inundation mapping: current issues and future directions. *Journal of Hydrologic Engineering*, 13(7), 608-620.

Flood risk mapping based on hydraulic model 2D and GIS, Case study in Draa Ben Khada, Tizi ousou, Algeria

Naiji, Z., Mostafa, O., Amarjouf, N., & Rezqi, H. (2019). Application of two-dimensional hydraulic modelling in flood risk mapping. A case of the urban area of Zaio, Morocco. *Geocarto International*, 1-17. <https://doi.org/10.1080/10106049.2019.1597389>

Penton, D. J., & Overton, I. C. (2007, December). Spatial modelling of floodplain inundation combining satellite imagery and elevation models. In *MODSIM 2007 International Congress on Modelling and Simulation*, Modelling and Simulation Society of Australia and New Zealand CSIRO, Clayton south, Vic, Australia.

Quiroga, V. M., Kure, S., Udo, K., & Mano, A. (2016). Application of 2D numerical simulation for the analysis of the February 2014 Bolivian Amazonia flood: Application of the new HEC-RAS version 5. *RIBAGUA-Revista Ibero americana del Agua*, 3(1), 25-3 <https://doi.org/10.1016/j.riba.2015.12.001>

Rangari, V. A., Sridhar, V., Umamahesh, N. V., & Patel, A. K. (2019). Floodplain Mapping and Management of Urban Catchment Using HEC-RAS: A Case Study of Hyderabad City. *Journal of The Institution of Engineers (India): Series A*, 100(1), 49-63. <https://doi.org/10.1007/s40030-018-0345-0>

ShahiriParsa, A., Noori, M., Heydari, M., & Rashidi, M. (2016). Floodplain zoning simulation by using HEC-RAS and CCHE2D models in the Sungai Maka River. *Air, Soil and Water Research*, 9, ASWR-S36089.

Tate, E. C., Maidment, D. R., Olivera, F., & Anderson, D. J. (2002). Creating a terrain model for floodplain mapping. *Journal of Hydrologic Engineering*, 7(2), 100-108.

Tate, E. C., & Maidment, D. R. (1999). Floodplain mapping using HEC-RAS and ArcView GIS. Center for Research in Water Resources, University of Texas at Austin.

Timbadiya, P.V., Patel, P.L., and Porey. P.D. (2012). Calibration of HEC-RAS model on prediction of flood for lower Tapi River, India, *J. of Wat. Reso. And Prot.*, 3:805-811

USACE. (2016). HEC-RAS River Analysis System Hydraulic Reference Manual. Version 5.0.

Doua tipuri de schimbatoare de caldura specifice instalatiilor in constructii.

Evaluarea caracteristicilor termice

Two types of heat exchangers specific to construction installations.
Evaluation of thermal characteristics

Florin Iordache¹, Alexandru Draghici²

Universitatea Tehnică de Construcții București
Bd. Lacul Tei nr. 122 - 124, cod 020396, Sector 2, București, România
E-mail:¹ fliord@yahoo.com, ² draghicial Alexandru23@yahoo.com

DOI:10.37789/rjce.2020.11.2.10

Rezumat. Cele doua tipuri de schimbatoare de caldura specifice instalatiilor in constructii la care lucrarea face referire sunt: retelele termice arborescente care alimenteaza instalatiile de incalzire centrala si de preparare a apei calde de consum din cladirile urbane, respectiv schimbatoarele de caldura din cadrul buclelor de utilizare a energiei solare. In lucrare se prezinta procedurile de determinare a caracteristicilor termice (numarul de unitati de transfer termic, NTU si modulul termic, E) prin care se poate evalua transferul de flux termic in cadrul echipamentelor mentionate.

Cuvinte cheie: schimbatoare de caldura, transfer de flux termic

Abstract. In this paper, two types of heat exchangers specific to the building service systems are studied: the arborescent thermal networks that supply the central heating and domestic hot water preparation systems inside the urban buildings, respectively the heat exchangers connected in loops designed for solar energy use. The paper presents the procedures for determining the thermal characteristics (the number of transfer units, NTU and the so-called thermal module, E) that can be used for evaluating the heat flow transfer within the mentioned equipments.

Keywords: heat exchangers, heat transfer

1. Introducere

Desi destinata transportului si distributiei de agent termic intre sursa (centrala de cogenerare, punct termic etc) si consumatori, o retea termica poate fi privita ca un

schimbator de caldura prin prisma fluxului termic pierdut de agent catre mediul in care se afla instalate conductele retelei (ex: aerul din canalul termic).

In sisteme de dimensiuni mai reduse, precum cele care utilizeaza energia solara pentru a asigura confortul consumatorilor rezidentiali, pierderile pe traseu pot fi neglijate iar atentia este concentrata asupra schimbatoarelor de caldura propriu-zise. Pentru sistemele in care bucla solara este cuplata indirect la rezervorul de acumulare, primul schimbator de caldura este suprafata de captare solara prin care agentul termic isi creste temperatura iar al doilea este serpentina sau registrul imersat in rezervorul de acumulare al instalatiei consumatorului.

Evaluarea puterilor termice transferate in cadrul fiecaruia dintre cele doua tipuri de schimbatoare de caldura mentionate necesita cunoasterea caracteristicii constructiv functionale aferente, reprezentate de numarul unitatilor de transfer termic, NTU, sau de modulul termic asociat, E. In cadrul lucrarii, se va cauta descrierea procedurilor de determinare a acestor caracteristici, tinand cont de structura fiecaruia dintre sistemele studiate.

2. Determinarea si analiza caracteristicilor termice

2.1. *Reteaua termica arborescenta*

Reteaua termica arborescenta a unui sistem de incalzire districtual este compusa din sectiunea de tur, care leaga sursa de consumatori si sectiunea de retur, care leaga consumatorii de sursa. Ne vom referi efectiv la sectiunea de tur, care este un schimbator de caldura de tip arborescent. Asa cum se prezinta in lucrari anterioare [1, 2], la baza structurii arborescente a retelei termice sta un ansamblu de 3 tronsoane, conectate astfel incat debitul de pe primul tronson se divide in 2 debite care circula pe alte 2 tronsoane din aval. Acest nucleu de baza al structurii retelei se multiplica in diverse configuratii, pentru a asigura distributia debitului de agent termic de la sursa la toti consumatorii.

Caracteristicile termice ale unui tronson de retea sunt:

- numarul de unitati de transfer termic, NTU:

$$NTU = \frac{1}{\rho \cdot c} \cdot \frac{L}{R \cdot G} \quad (1)$$

- modulul termic asociat, E, care este o marime derivata din NTU:

Doua tipuri de schimbatoare de caldura specifice instalatiilor in constructii. Evaluarea caracteristicilor termice

$$E = \exp(-NTU) \quad (2)$$

- rezistenta termica a tronsonului:

$$R = \frac{1}{\alpha_i \cdot \pi \cdot D_i} + \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \lambda_t} \cdot \ln \frac{D_e}{D_i} + \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \lambda_{iz}} \cdot \ln \frac{D_{iz}}{D_e} + \frac{1}{\alpha_e \cdot \pi \cdot D_{iz}} \quad (3)$$

Conform [1, 2], modulul termic echivalent al unei structuri formate din doua tronsoane (1 si 2) legate in paralel se stabileste cu relatia:

$$E_{12} = \frac{G_1 \cdot E_1 + G_2 \cdot E_2}{G_1 + G_2} \quad (4)$$

iar, in cazul tronsoanelor inseriate, acesta are expresia:

$$E_{12} = E_1 \cdot E_2 \quad (5)$$

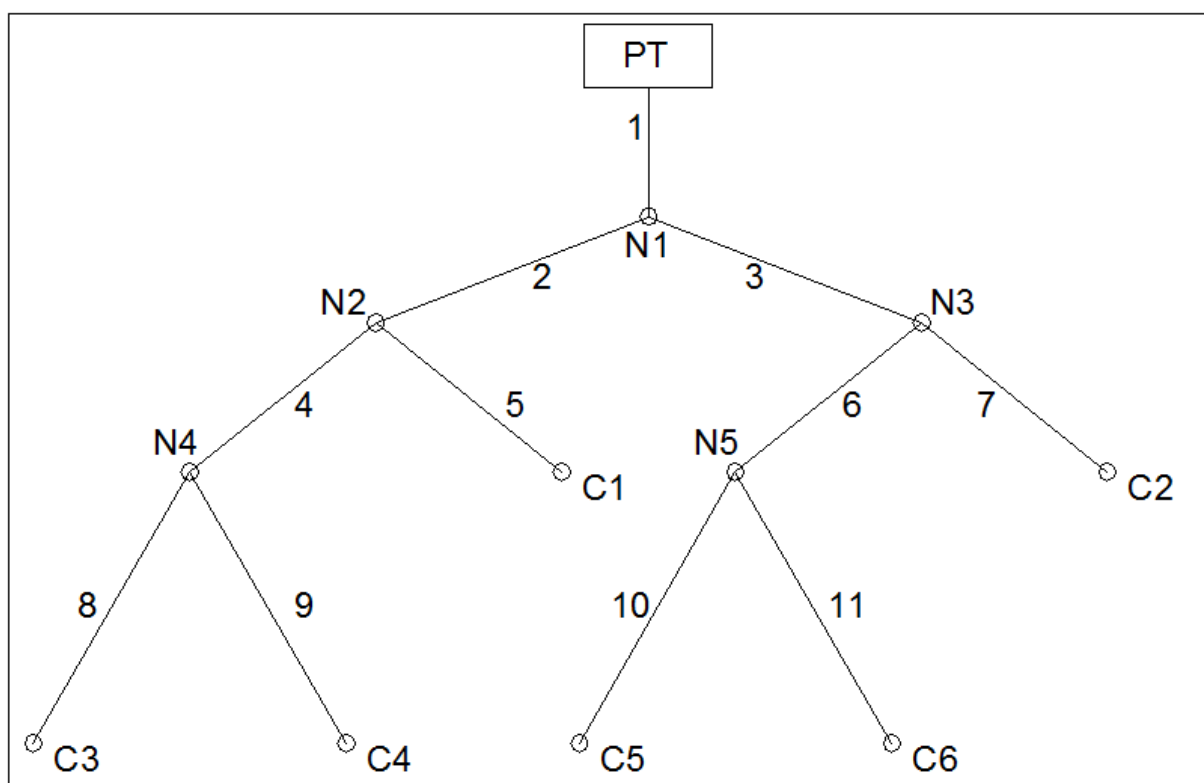


Fig. 1 – Geometria rețelei termice arborescente

In fig. 1 se observa 6 trasee de conducte de la punctul termic, PT, la fiecare din cei 6 consumatori (C1, C2 ... C6). Astfel, rețeaua termica arborescenta poate fi privita ca un fascicul de trasee de conducta avand capat de plecare comun sursa si capete

finale, consumatorii. Fiecare traseu reprezinta un ansamblu de tronsoane legate in serie, al carui modulul termic echivalent are o expresie de forma:

$$E_t = E_1 \cdot E_2 \cdot \dots \cdot E_n = \exp\left(-\sum_{k=1}^n NTU_k\right) \quad (6)$$

Dupa cum se prezinta in [3], relatia (6) ofera posibilitati de identificare experimentală in situ a gradului de izolare termică efectivă a fiecarui tronson din cadrul rețelei termice.

Pornind de la aceste elemente de baza prezentate pe larg in [1], [2] si [3], rezulta in continuare ca modulul termic al rețele termice in ansamblu poate fi calculat conform legii tronsoanelor legate in paralel, ca o medie a modurilor de traseu, ponderata cu debitele de la capetele din aval ale traseelor respective:

$$E_{ech_retea} = \frac{G_{C1} \cdot E_{t1} + \dots + G_{Cp} \cdot E_{tp}}{G_{C1} + G_{C2} + \dots + G_{Cp}} = \frac{\sum_{k=1}^p G_{Ck} \cdot E_{tk}}{G_{retea}} \quad (7)$$

unde G_{Ck} este debitul de agent termic la intrarea in instalatiile consumatorului de la capatul traseului "k" (de exemplu, pentru traseul PT - C3 din fig. 1, $G_{C3} = G_8$).

Evaluand astfel modulul termic al intregii rețele, se poate stabili in continuare si valoarea numarului de unitati de transfer termic corespunzator :

$$NTU_{ech_retea} = -\ln(E_{ech_retea}) \quad (8)$$

Tinand seama de expresiile modurilor termici de traseu in functie de temperaturile agentului termic :

$$E_{tk} = \frac{t_{Rk} - t_c}{t_T - t_c} \quad (9)$$

si inlocuind relatia (9) in relatia (7), in urma unor prelucrari simple, rezulta ca temperatura medie de intrare a agentului termic in instalatiile consumatorilor este:

$$t_{Rm} = \frac{G_{C1} \cdot t_{R1} + \dots + G_{Cp} \cdot t_{Rp}}{G_{C1} + G_{C2} + \dots + G_{Cp}} = \frac{\sum_{k=1}^p G_{Ck} \cdot t_{Rk}}{G_{retea}} \quad (10)$$

Doua tipuri de schimbatoare de caldura specifice instalatiilor in constructii. Evaluarea caracteristicilor termice

Prin urmare, cunoasterea unui set de temperaturi ofera posibilitatea determinarii experimentale in situ a modulului termic echivalent pentru intreaga retea:

$$E_{ech_retea} = \frac{t_{Rm} - t_c}{t_T - t_c} \quad (11)$$

Pe de alta parte, raportul de diferente de temperaturi din relatia (11) reprezinta eficienta retelei termice. Astfel:

$$\varepsilon_{retea} = E_{ech_retea} \quad (12)$$

In continuare, se prezinta un exemplu de evaluare a modulului termic echivalent pe baza de diagrame. S-a pornit de la observatia ca numarul unitatilor de transfer termic asociat fiecarui tronson contine 3 parametri constructiv functionali de baza:

- R – rezistenta termica a tronsonului;
- G – debitul de agent termic prin tronson;
- L – lungimea tronsonului.

Astfel, s-a incercat corelarea modulului termic echivalent al retelei termice (determinat conform procedurii teoretice descrise) cu 2 parametri: $(L/G)_m$ – media ponderata a rapoartelor (L/G) aferente tuturor tronsoanelor retelei si R_m – rezistenta termica medie a tronsoanelor retelei. Insa, deoarece valoarea R_m a fost variata in functie de grosimea izolatiei conductelor (considerata aceeasi pentru toate tronsoanele), corelatia $E_{ech_retea} = f(R_m)$ s-a redus la corelatia $E_{ech_retea} = f(\delta_{iz})$, mai sugestiva decat prima.

Pentru a testa variatia E_{ech_retea} in functie de geometria retelei termice, s-au considerat doua retele arborescente, comparabile intre ele prin debitele si lungimile tronsoanelor corespondente, dar diferite din punct de vedere al configuratiei (a se vedea cadranele superioare din fig. 2). Astfel, daca pentru reseaua **RT 1**, numarul de tronsoane de pe fiecare traseu creste de la C1 spre C6, reseaua **RT 2** este caracterizata prin trasee sursa - consumator avand toate aceeasi lungime si acelasi numar de tronsoane.

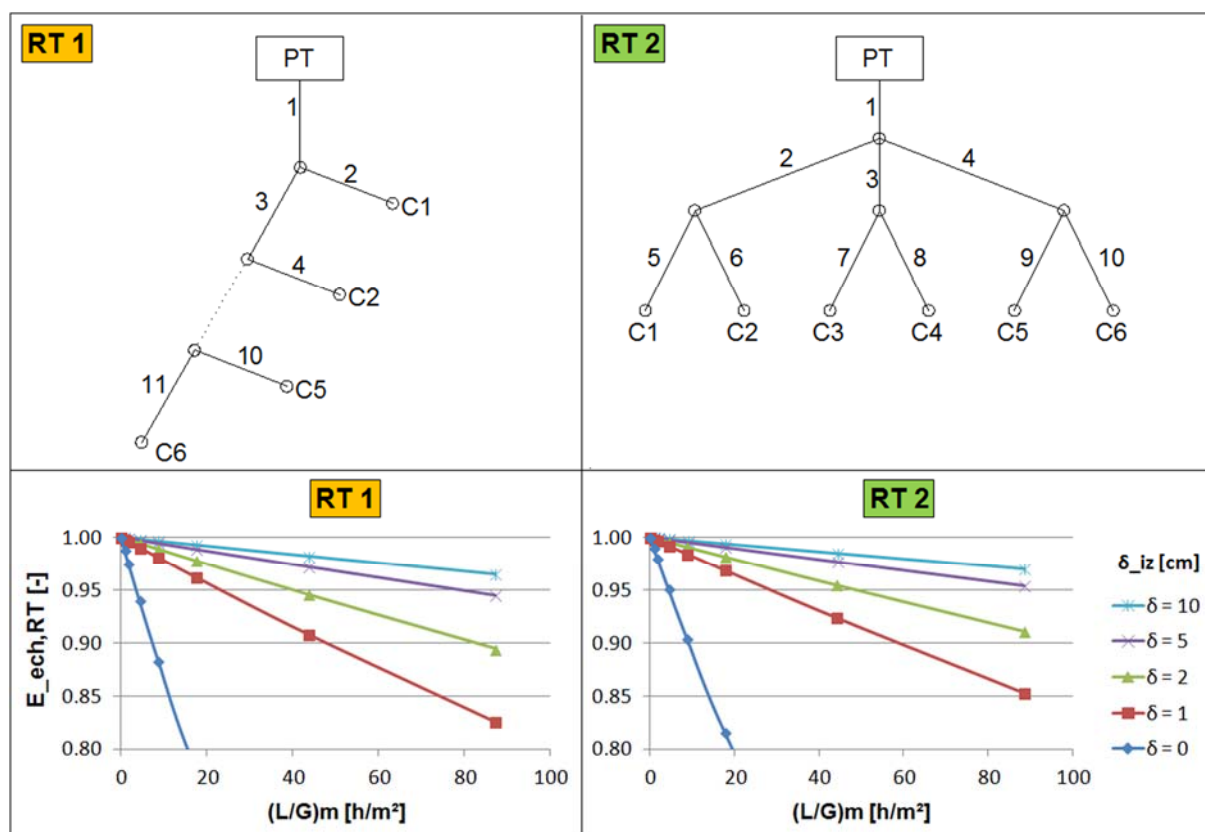


Fig. 2 – Doua tipuri de rețele termice diferite din punct de vedere al geometriei

Corelarea valorilor modului termic echivalent al rețelei, E_{ech_retea} , cu parametrii $(L/G)_m$ și δ_{iz} a condus la stabilirea unor diagrame din care se observa ca între E_{ech_retea} și $(L/G)_m$ exista o dependentă liniară. Fiecare dreaptă are ordonată la origine egală cu 1.00 și o pantă care diferă în funcție de gradul de izolare termică a conductelor, δ_{iz} . Practic, s-a obținut pentru fiecare dintre cele 2 tipuri de rețele termice, câte un fascicul de drepte (cadrele inferioare din fig. 2). Un alt aspect important este faptul ca între cele 2 fascicule de drepte sunt diferențe destul de mici, ceea ce conduce la concluzia ca, pentru rețele al caror aspect variază între configurațiile **RT 1** și **RT 2**, se poate lucra practic cu media valorilor E_{ech_retea} citite pe cele două diagrame, la valori $(L/G)_m$ și δ_{iz} date.

Utilitatea practică a celor două tipuri de caracteristici termice ale rețelei (modul termic, E_{ech} și numărul de unități de transfer de căldură, NTU_{ech}) constă, așa cum este pe larg prezentat în [1 - 4], în posibilitatea evaluării fluxurilor termice disipate de rețea și a temperaturilor cu care agentul termic ajunge la fiecare dintre consumatori.

2.2. Bucla instalatiei de captare a energiei solare

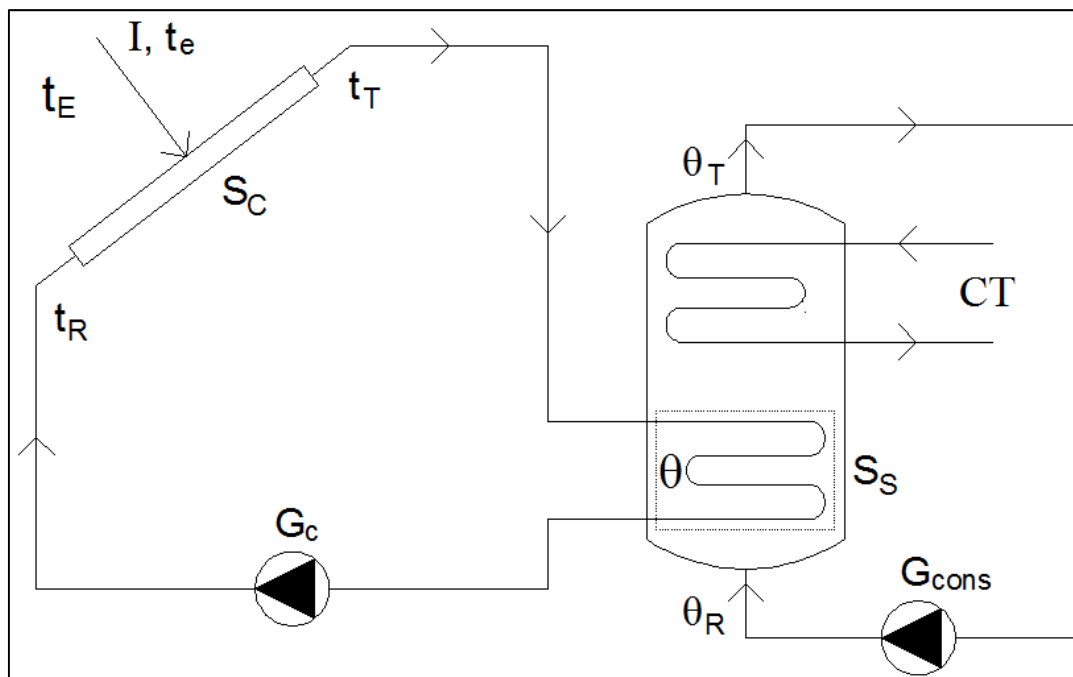


Fig. 3 – Suprafata de captare solara, legata in bucla cu serpentina din rezervor

In partea stanga a fig. 3 se observa bucla ce integreaza suprafata de captare solara cu schimbatorul de caldura imersat in rezervorul de acumulare. Descrierea proceselor de transfer termic in cadrul buclei solare a fost facuta in mai multe lucrari anterioare [4]. Astfel, pe baza ecuatiilor de bilant termic scrise in regim stationar pentru suprafata de captare solara, respectiv pentru serpentina imersata, s-a stabilit expresia modului termic al buclei:

$$E_{CS} = \frac{E_C \cdot (1 - E_S) + E_S \cdot (1 - E_C)}{1 - E_C \cdot E_S} \quad (13)$$

unde:

$$E_C = \exp\left(-\frac{F' \cdot k_C}{a \cdot \rho \cdot c}\right) = \exp(-NTU_C)$$

$$E_S = \exp\left(-\frac{k_S}{a \cdot \rho \cdot c} \cdot \frac{S_S}{S_C}\right) = \exp(-NTU_S) \quad (14)$$

Numarul de unitati de transfer termic aferent buclei rezulta conform relatiei:

$$NTU_{CS} = -\ln(E_{CS}) \quad (15)$$

S-a cautat in continuare sa se stabileasca niste relatii cu valente experimentale in situ sau in vitro, pe baza legaturilor intre modulii termici si temperaturile agentului termic pentru cele 2 schimbatoare de caldura legate in bucla. In fig. 4 se prezinta schematic diagrama temperaturilor agentului termic in cadrul buclei solare.

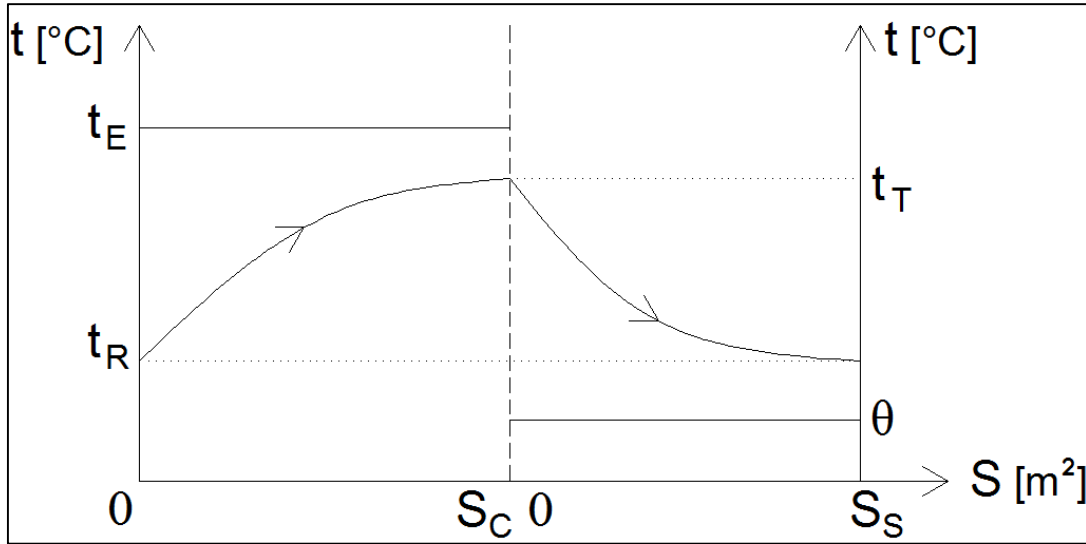


Fig. 4 – Distributia temperaturilor agentului termic in lungul suprafetelor S_c , S_s

Pe baza celor prezentate in [1 - 2] si a figurii 4, se poate scrie ca:

$$E_C = \frac{t_E - t_T}{t_E - t_R}; \quad E_S = \frac{t_R - \theta}{t_T - \theta} \quad (16)$$

Inlocuind expresiile (16) in relatia (13), rezulta:

$$E_{CS} = 1 - \frac{t_T - t_R}{t_E - \theta} = \frac{(t_E - t_T) + (t_R - \theta)}{t_E - \theta} \quad (17)$$

$$NTU_{CS} = \ln \frac{t_E - \theta}{(t_E - t_T) + (t_R - \theta)} \quad (18)$$

Asa cum s-a mentionat, relatiile (17) si (18) permit determinarea experimentală a caracteristicilor constructiv functionale ale buclei solare. In continuare, cunoasterea modului termic al buclei si a parametrilor termici externi (t_E , θ) permite simularea comportamentului termic dinamic al sistemului prin evaluarea fluxurilor termice transferate in diverse conditii de exploatare.

Doua tipuri de schimbatoare de caldura specifice instalatiilor in constructii. Evaluarea caracteristicilor termice

Eficienta celor 2 schimbatoare de caldura legate in bucla poate fi definita ca:

$$\varepsilon_{CS} = \frac{t_T - t_R}{t_E - \theta} = 1 - E_{CS} \quad (19)$$

Utilitatea practica a celor doua tipuri de caracteristici termice ale buclei de schimbatoare de caldura (modulul termic, E_{CS} si numarul de unitati de transfer de caldura, NTU_{CS}) consta, asa cum este pe larg prezentat in [1 - 4], in evaluarea fluxurilor termice transferate si a temperaturilor cu care agentul termic circula in cadrul buclei.

3. Concluzii

In prima parte a lucrarii se prezinta o procedura de evaluarea a caracteristicii termice pentru o retea termica arborescenta (modulul termic al retelei sau numarul de unitati de transfer termic aferent). Valoarea acesteia se determina pe baza caracteristicilor constructiv functionale ale componentelor retelei sau, dupa cum se prezinta in lucrare, poate fi estimata pe cale experimentală. Cunoasterea acestei caracteristici termice ofera posibilitatea evaluarii fluxurilor termice disipate si deci, a cantitatilor de caldura pierdute pe anumite perioade de timp.

In partea a doua a lucrarii se investigheaza situatia a 2 schimbatoare de caldura legate in bucla, prezentandu-se relatiile de determinare a modulului termic al buclei si a numarului de unitati de transfer termic aferent. La fel ca in cazul anterior, se precizeaza modalitatea de evaluare experimentală a acestor caracteristici termice. Cunoasterea modulului termic al buclei de captare solara formate din cele 2 schimbatoare de caldura ofera posibilitatea estimarii eficientei acesteia si deci, a puterilor termice si a cantitatilor de caldura transferate in timp.

Lista de Notatii

Retele termice

RT – retea termica

L – lungime tronson, m;

G – debit agent termic, m³/s;

ρ – densitate agent termic, kg/m³;

c – caldura specifica a agentului termic, J/(kg.K);

R – rezistența termică liniară a tronsonului, $m.K/W$;
 D_i – diametrul interior al conductei, m ;
 D_e – diametrul exterior al conductei, m ;
 D_{iz} – diametrul exterior al izolației conductei, m ;
 δ_{iz} – grosimea izolației termice, m ;
 α_i – coeficientul de transfer termic convectiv la interiorul conductei, $W/(m^2.K)$;
 α_e – coeficientul de transfer termic superficial la exteriorul izolației, $W/(m^2.K)$;
 λ_t – conductivitatea termică a peretelui conductei, $W/(m.K)$;
 λ_{iz} – conductivitatea termică a izolației termice, $W/(m.K)$;
 n – numărul total de transoane din cadrul unui traseu, -;
 p – numărul total de trasee din cadrul rețelei, -;
 t_T – temperatura de intrare a agentului termic în rețea, $^{\circ}C$;
 t_{Rk} – temperatura de ieșire a agentului termic din traseul "k" de conducte, $^{\circ}C$;
 t_c – temperatura din canalul termic, $^{\circ}C$;
 $(L/G)_m$ – valoarea medie a rapoartelor (L/G) aferente tronsoanelor rețelei, h/m^2 ;
 R_m – valoarea medie a rezistențelor termice aferente tronsoanelor rețelei, $m.K/W$;
 NTU – numărul de unități de transfer termic aferent unui tronson de rețea, -;
 $NTU_{ech_rețea}$ – numărul de unități de transfer termic asociat rețelei, -;
 E – modulul termic al unui tronson de rețea, -;
 E_t – modulul termic al unui traseu de conducte, -;
 $E_{ech_rețea}$ – modulul termic al rețelei, -;
 ε_{RT} – eficiența rețelei termice, -;

Schimbatoare de căldură legate în buclă

t_E – temperatura echivalentă exterioară, $^{\circ}C$;
 t_T – temperatura de ieșire a agentului termic din suprafața de captare solară, $^{\circ}C$;
 t_R – temperatura de intrare a agentului termic în suprafața de captare solară, $^{\circ}C$;
 θ – temperatura apei din rezervorul de acumulare, $^{\circ}C$;
 k_C – coeficientul global de transfer termic al suprafeței de captare solară, $W/(m^2.K)$;
 k_S – coeficientul global de transfer termic al serpentinei imersate, $W/(m^2.K)$;
 S_C – suprafața de captare solară, m^2 ;
 S_S – suprafața serpentinei imersate, m^2 ;
 a – debit specific de agent termic prin suprafața de captare solară, $m^3/(s.m^2)$;
 F' – factor de corecție al fluxului termic captat din energia solară, -;
 NTU_C – numărul de unități de transfer termic al suprafeței de captare solară, -;
 NTU_S – numărul de unități de transfer termic al serpentinei imersate, -;
 NTU_{CS} – numărul de unități de transfer termic al buclei de captare solară, -;

Doua tipuri de schimbatoare de caldura specifice instalatiilor in constructii. Evaluarea caracteristicilor termice

E_C – modulul termic al suprafetei de captare solara, -;

E_S – modulul termic al serpentinei imersate, -;

E_{CS} – modulul termic al buclei de captare solara, -;

ϵ_{CS} – eficienta buclei de captare solara, -;

Bibliografie

1. Florin Iordache – Comportamentul dinamic al echipamentelor si sistemelor termice, ed. a 3-a – editura Matrixrom, Bucuresti, 2008;
2. Florin Iordache – Energetica echipamentelor si sistemelor termice din instalatii – editura Conspress, Bucuresti, 2010;
3. Florin Iordache – Echipamente si sisteme termice. Metode de evaluare energetica si functionala (culegere de articole) – pag. 38-44: Identificarea hidro-termica a retelelor termice (Florin Iordache) – editura Matrixrom, Bucuresti, 2017;
4. Florin Iordache – Sisteme de utilizare a surselor regenerabile. Metode de evaluare energetica si dimensionare – pag. 1-14: Utilizarea energiei solare pentru incalzirea spatiilor si prepararea apei calde de consum. Evaluarea performantelor energetice (Florin Iordache, Mugurel Talpiga, Eugen Mandric); pag. 15-26: Optimizarea sistemelor de utilizare a energiei solare pentru incalzirea spatiilor si prepararea apei calde in cladiri (Mugurel Talpiga, Eugen Mandric, Florin Iordache) – editura Matrixrom, Bucuresti, 2018;

REVISTA ROMÂNĂ DE INGINERIE CIVILĂ INCLUDE ARTICOLE DIN URMĂTOARELE DOMENII

ROMANIAN JOURNAL OF CIVIL ENGINEERING INCLUDE ARTICLES FROM THE FOLLOWING AREAS

- | | |
|--|---|
| . Mecanica structurilor | . Mechanics of structures |
| . Inginerie seismică și siguranța construcțiilor | . Seismic engineering and construction safety |
| . Inginerie urbană și dezvoltare regională | . Urban engineering and regional development |
| . Construcții civile | . Civil buildings |
| . Căi de comunicații, poduri și tunele | . Communication ways, bridges and tunnels |
| . Căi ferate | . Railways |
| . Drumuri și aeroporturi | . Roads and airports |
| . Construcții din beton armat | . Reinforced concrete buildings |
| . Construcții metalice | . Metal constructions |
| . Geotehnică și fundații | . Geotechnics and foundations |
| . Alimentări cu apă și canalizare | . Water supply and sanitation |
| . Tratarea apei | . Water treatment |
| . Epurarea apelor uzate | . Wastewater treatment |
| . Construcții hidrotehnice | . Hydro construction |
| . Îmbunătățiri funciare | . Land improvements |
| . Hidraulică și mecanica fluidelor | . Hydraulics and Fluid Mechanics |
| . Hidrologie, hidrogeologie și gospodărirea apelor | . Hydrology, hydrogeology and water management |
| . Protecția mediului în inginerie civilă | . Environmental protection in civil engineering |
| . Instalații pentru construcții | . Building services |
| . Management în construcții | . Construction Management |
| . Calitatea mediului interior | . Indoor environmental quality |
| . Acustica clădirilor și a instalațiilor | . Acoustic of buildings and installations |
| . Energetica clădirilor și instalațiilor | . Energy of buildings and installations |
| . Geodezie, fotogrammetrie, cartografie | . Geodesy, photogrammetry, cartography |
| . Termotehnică | . Thermotechnics |
| . Mașini și utilaje pentru construcții | . Constructions machinery |
| . Mecanică tehnică și vibrații | . Technical mechanics and vibrations |
| . Electrotehnică | . Electrotechnics |
| . Ingineria calității | . Quality engineering |
| . Științe fundamentale în inginerie civilă | . Fundamental science in civil engineering |

INFORMATION FOR AUTHORS

- For the works proposed for publication in the Romanian Journal of Civil Engineering, there are no costs for the author to analyze the manuscript and / or publish the article
- The publication of the article is conditional on its analysis in a peer-review process, as mentioned at <http://www.rric.ro/etica.php>; the author is required to participate in the peer-review process
- The article proposed for publication in the Romanian Journal of Civil Engineering has not been published and can no longer be published in another journal. If portions of content overlap with published content or for publication in another journal, the author must recognize and quote these sources
- Send to publish of an article implies that the study described in the article is original and does not infringe copyright. In the necessary circumstances, the author has to recognize and quote content reproduced from other sources after having previously obtained permission to reproduce the required content from other sources
- If there are more than one author, the content of the article is known and approved by all authors who contributed to writing the article and / or performing the research described in the paper
- All authors of an article should make a significant contribution to its writing
- The proposed article for publication will contain bibliographical references, as well as references to financial support, if any
- In the event of an error being reported in the paper after its publication, the author is required to cooperate with the Editorial Board and the publisher to publish an errata, an addendum, a corrigendum notice, or to withdraw the work if this is considered necessary.

At http://www.rric.ro/template/rric_template.doc there is the template where the proposed article should be sent for publication; the article is sent by email to office@matrixrom.ro or uploaded directly from the journal's website <http://www.rric.ro/autori.php>.

INFORMAȚII PENTRU AUTORI

- Pentru lucrările propuse spre publicare în Revista Română de Inginerie Civilă nu există costuri ale autorului pentru analiza manuscrisului și/sau pentru publicarea articolului
- Publicarea articolului este condiționată de analiza acestuia într-un peer-review proces, așa cum este menționat la <http://www.rric.ro/etica.php>; autorul este obligat să participe la procesul de peer-review
- Articolul propus pentru publicare în Revista Română de Inginerie Civilă nu a mai fost și nu mai poate fi publicat într-o altă revistă. Dacă porțiuni de conținut se suprapun cu conținut publicat sau trimis spre publicare la o altă revistă, autorul trebuie să recunoască și să citeze aceste surse.
- Trimiterea către publicare a unui articol implică faptul că studiul descris în articol este original și nu încalcă drepturile de autor. În situațiile necesare autorul trebuie să recunoască și să citeze conținutul reprodus din alte surse, după ce a obținut anterior permisiunea de a reproduce conținutul necesar din alte surse.
- În cazul în care există mai mulți autori, conținutul articolului este cunoscut și aprobat de toți autorii care au contribuit la scrierea articolului și/sau la realizarea cercetării descrise în lucrare.
- Toți autorii unui articol trebuie să aibă o contribuție semnificativă la elaborarea acestuia
- Articolul propus pentru publicare va conține referințe bibliografice, precum și mențiuni referitoare la suportul financiar, dacă este cazul
- În cazul semnalării unor erori în lucrare, după publicarea acesteia, autorul este obligat să coopereze cu Colegiul Editorial și cu editura pentru a publica o erată, o addendum, o notificare de corrigendum sau pentru a retrage lucrarea, în cazul în care acest lucru este considerat necesar.

La adresa http://www.rric.ro/template/rric_template.doc se găsește formatul (template) în care trebuie trimis articolul propus pentru publicare; articolul se trimite prin email la adresa office@matrixrom.ro sau se încarcă (upload) direct din website-ul revistei, secțiunea pentru autori <http://www.rric.ro/autori.php>.