

GHID
privind proiectarea sistemelor de izolare seismică pasivă (reazeme, disipatori) a clădirilor

CAP.I INTRODUCERE

I. 1 Notiuni generale

Lucrarea este efectuată în scopul de a implementa tehnologia și metodologia de calcul a izolării seismice pasive în proiectarea românească de construcții.

Testele experimentale efectuate la INCERC - Iasi pe elemente de reazem procurate din producția internă și îmbunătățite prin lipirea straturilor de neopren de tolele de tablă cu adezivi sintetici, au demonstrat capabilitatea acestei modalități de izolare privind reducerea solicitărilor seismice în structură (coeficient de amplificare subunitar), indiferent de natura solicitării dinamice (sinus glisant, sinus beat, cutremur artificial sau real), în condițiile în care proiectarea sistemului de izolare a fost adecvată caracteristicilor structurale. În cadrul unor programe experimentale au fost determinate valorile modulului de elasticitate transversal, a rigidității laterale și verticale, a amortizării, prin teste statice și dinamice.

După cum s-a amintit, experimentările au fost efectuate pe reazeme de neopren armat cu tole de tablă produse la IATC Botosani și utilizate în toată țara la executia podurilor de cale ferată și rutiere.

Proiectarea și executia acestora sunt reglementate de “Normativul departamental pentru proiectarea și folosirea aparatelor de reazem din neopren la podurile de cale ferată și sosea”, indicativ CD 63-84, aprobat de MTTc cu ordinul nr.680/5.04.1984.

Ipotezele de calcul primare, de la care se pleacă în proiectarea izolării seismice, sunt aceleași pentru toate tipurile de structuri (civile, industriale, ingineresti sau de artă), și anume :

- structura se consideră decuplată de fundație și conectată la aceasta prin intermediul unor arcuri (reazeme) cu rigiditate predeterminată prin calcul;
- reazemele lucrează numai la forfecare și compresiune verticală;
- suprastructura are o mișcare de solid rigid, de translație pe reazeme;
- în analize, se consideră numai modul I de vibrație al sistemului.

În contextul creșterii interesului față de problemele de inginerie seismică, a intervenit o tehnologie relativ nouă, denumită **Izolare Seismică**, ca o alternativă economică și practică la proiectarea convențională.

Acest concept a primit o recunoastere academica si o atentie mereu crescinda (*Proceedings 1986, Seismic 1989, Billings si Kirkcaldie 1985, Blakeley 1979, Buckle 1986, Buckle si Mayes 1987,1989,1990, Kelly 1986,1990,1992*) si a fost aplicata la un mare numar de constructii civile. La ora actuala, numarul structurilor izolate seismic se ridica la citeva sute, in Noua Zeelanda, Japonia, Italia, Islanda, SUA. Ipoteza de baza a izolarii seismice este cresterea perioadei fundamentale de vibratie, in asa fel incit structura va fi supusa unor incarcari seismice semnificativ mai mici. Multe firme au avut retineri in aplicarea acestei tehnologii, datorita lipsei unor coduri sau standarde acceptate de forurile de conducere ale profesionistilor in domeniu. De aceea, adoptarea in octombrie 1990 a "*Reglementarilor de proiectare a podurilor rutiere izolate seismic*" de catre **AASHTO**, este un pas important in utilizarea pe scara larga a izolarii seismice.

In paralel cu eforturile specialistilor americani, in Japonia a fost elaborat **Codul MENSHIN**. Ministerul Constructiilor al Japoniei a comandat si subventionat cercetarile in directia izolarii seismice, care s-au concretizat in "*Manualul pentru proiectarea Menshin a podurilor de autostrada*" (1994).

1.2 Consideratii asupra izolarii seismice

Izolarea seismică poate fi aplicată atât la proiectarea structurilor noi cât și la reabilitarea unor structuri existente. În general, implementarea acestei metode este simplă.

Pentru construcțiile noi, de orice tip, reducerea forțelor elastice de 3 - 10 ori reprezintă o scădere a costurilor cu cel puțin 10%. De asemenea se observă o reducere substanțială a costurilor pentru întreținere și reparații în urma seismelor. Izolarea seismică este eficientă ca răspuns la trei deficiențe majore a structurilor ridicate înainte de 1970, adică :

- vulnerabilitatea suportilor pe role (soluție clasică) și a detaliilor de alcatuire a reazemelor;
- insuficienta capacitate portantă și ductilitate a elementelor structurale și a infrastructurii.

Soluția elegantă, care răspunde la toate problemele notate mai sus, este înlocuirea reazemelor vulnerabile cu suportii izolatori seismici. Aceasta nu numai că rezolvă problema insuficienței capacități portante a suportilor clasici, dar oferă soluții și la cele două probleme, prin reducerea forței seismice și posibilitatea de a controla deplasările izolatoarelor.

O alta caracteristica a acestora este controlul distributiei fortelor laterale din vant si a fortelor seisme la substructuri, prin directionarea acestora spre zonele cu capacitate portanta ridicata.

Efectele izolarii seismice pot fi sintetizate dupa cum urmeaza :

1. Reducerea fortelor elastice la care este supusa structura de 3 - 10 ori si translatia perioadei proprii de la 0.4 la 2.0 sec.
2. Eliminarea cerintelor de ductilitate, deci eliminarea avarierii infrastructurii .
3. Controlul distributiei fortelor seismice la substructuri prin dimensionarea potrivita a suportilor de elastomeri.
4. Reducerea fortelor transmise in elementele structurale de cel putin 2 ori, comparativ cu proiectarea clasica.
5. Reducerea fortelor de calcul in fundatii de cel putin 2.5 ori, comparativ cu proiectarea clasica.

Performante la cutremure trecute

In ultimii 15 ani s-a efectuat un important volum de cercetari si studii (*Proceedings 1986 ; Seismic 1989,1990*), teste pe platforme seismice (Kelly si al. 1977,1980,1985; Kelly si Hooder 1981), modelare pe computer si aplicatii in executie. Utilizarea acestei tehnologii a devenit mai larga odata cu adoptarea codurilor de proiectare pentru poduri, cladiri si spitale. Un raport al Sistemelor de Izolare Dinamica (*Performance 1991*) documenteaza rezultatele obtinute la cladiri reale sub cutremure naturale.

Exista mai mult de 125 de cladiri izolate seismic in lume, in zone cu intensitate seismica moderata si ridicata. Multe dintre aceste cladiri sint dotate cu accelerografe (seismografe) si multe dintre acestea au trecut prin cutremure moderate sau puternice, avind acceleratia de virf de peste 0.2g. Exista deci o baza de date in dezvoltare privind performantele sistemelor de izolare seismica (Chapman si Kirkcaldie 1990 ; Dowrick 1988 ; Kaneko 1990, "Base - isolated" 1990; Tamura 1988). Rezultatele inregistrate pe aceste structuri confirma abilitatea izolarii seismice de a reduce semnificativ tendinta cladirilor de a amplifica miscarea terenului.

Cele mai inalte nivele de acceleratie au intervenit in cadrul unor evenimente de 6.3, 6.8 si 7.1 grade pe scara Richter. Cladirea de birouri Shimizu (Japonia), izolata seismic cu suport de neopren - plumb, a suportat 63 de cutremure cu magnitudini variind intre 4.2 si 6.8.

Cele 2 evenimente mai puternice au produs acceleratii la varf de 0.27 si 0.22g.

Instalatiile acceleratorului liniar de la Stanford, care incorporeaza un sistem de izolare neopren - plumb, se afla la 32 mile de epicentrul cutremurului Loma Prieta (7.1 Richter). In campusul Stanford a fost inregistrata o acceleratie de virf de 0.29g. Spectrul de raspuns elastic calculat cu aceste inregistrari se apropie foarte mult de forma spectrala 0.35g S1, in zona 1-2 sec., a codului UBC.

Podul Te Teko (Noua Zeelanda), care este sustinut pe reazeme din neopren cu plumb, se afla la 6 mile de epicentrul cutremurului Edgecumbe (6.3 Richter). Acceleratia de virf pe amplasamentul podului a fost de 0.35 - 0.40g, in timp ce inregistrarea cea mai apropiata (15 mile de epicentru) denota o acceleratie de virf de 0.33g. Spectrul elastic de raspuns, calculat pe baza inregistrarilor de pe amplasament, se apropie mult de forma spectrala 0.25g S1, a codului UBC.

Relatia neliniara forta - deplasare ofera un mecanism antiviant implicit. Nivelul de palier al sistemului de izolare care guverneaza segmentul de rigiditate initiala este o variabila de proiectare si in cele mai multe cazuri variaza intre 2% si 10% din greutatea structurii. Datorita acestei cerinte de rigiditate initiala mare, este de asteptat ca la niveluri de sollicitare reduse, structurile izolate sa se comporte ca avind baza fixa. Sistemul de izolare devine eficient odata cu cresterea valorii acceleratiei, fapt demonstrat in inregistrarile raspunsului la cutremure moderate sau puternice.

I. 3 Obiectivele reglementarii

Aplicarea reglementarilor de proiectare a structurilor izolate seismic se bazeaza pe trei obiective principale, dupa cum urmeaza :

1. Corelare cat mai buna cu specificatiile AASHTO pentru proiectarea seismica conventionala ;
2. Corelare cat mai buna cu reglementarile UBC pentru cladiri izolate ;
3. Aplicare la o paleta cit mai diversa de sisteme de izolare seismica a unor diverse tipuri de structuri.

Primul obiectiv cere ca reglementarile sa fie corelate in ceea ce priveste categoria de performanta (SPC) cu noile specificatii de proiectare seismica. Acest concept ofera o gradare a cerintelor, de la categoria cea mai joasa SPC - A, cu un coeficient al acceleratiei sub 0.10, pina la cele mai severe cerinte (SPC - D), cu un coeficient al acceleratiei mai mare de 0.29.

Obiectivul al doilea ofera o baza primara pentru cerintele proiectarii izolarii seismice. Au fost necesare citeva modificari datorate diferentelor dintre cladiri civile si poduri, in ceea ce priveste formele structurale si incarcările de calcul.

Al treilea obiectiv cere ca reglementarile sa ramina generale si, mai ales, sa perfectioneze continuu sistemele de testare a dispozitivelor de izolare in vederea confirmarii parametrilor mecanici utilizati in proiectare si sa verifice adecvarea sistemului de izolare. Daca unele sisteme de izolare nu dovedesc prin teste performantele de calcul, acestea nu vor fi utilizate in executie.

In general, conditiile pe care un dispozitiv de izolare trebuie sa le indeplineasca, sunt :

1. Sa nu-si piarda stabilitatea la deplasările de calcul ;
2. Sa ofere o crestere a rezistentei odata cu cresterea deplasării ;
3. Sa nu se degradeze sub incarcari ciclice repetate ;

4. Parametrii mecanici sa poata fi cuantificati (caracteristica forta - deplasare si amortizarea).

In functie de categoria de performanta seismica (SPC) sint incluse analize statice si dinamice. Acestea sint bazate pe acelasi nivel al input-ului si cer acelasi nivel de performanta a structurii. Cutremurul de baza (de proiectare) corespunde nivelului miscarii terenului cu o probabilitate de 10% de a fi depasit in 50 de ani, cu o perioada de revenire de 475 ani.

I. 4 Optiuni in strategia de proiectare

Izolarea seismica permite o reducere semnificativa a fortelor elastice datorate excitatiei seismice, comparativ cu structura cu baza fixa. Ca o consecinta, exista doua optiuni in strategia de proiectare, si ambele sint incluse in ghidul de proiectare AASHTO (*Standard 1991*).

Prima optiune tine cont de reducerea incarcarilor seismice si promoveaza o proiectare la nivelul acestora, mult mai economica decit proiectarea standard. Aceasta optiune utilizeaza aceeasi factori de modificare a raspunsului ca si reglementarile AASHTO 1991, si ofera acelasi nivel de asigurare seismica. Avantajul acestei optiuni de proiectare este acela ca, daca fortele seismice guverneaza calculul structurii, costul acesteia scade cu aprox.10%.

A doua optiune este aceea de a concepe o structura cu performante seismice mult mai bune decit in cazul proiectarii standard. Intentia acestei optiuni este de a reduce sau a elimina avariile semnificative (deformatiile inelastice) ale structurii si infrastructurii. In acest caz, un factor R (de modificare a raspunsului) de 1.5 va asigura in mod esential raspunsul elastic si va elimina cerintele de ductilitate ale infrastructurii. Aceasta optiune conduce la costuri egale sau ceva mai scazute decit in cazul proiectarii conventionale si protectie seismica la cutremure care pot depasi in 475 ani evenimentul maxim posibil.

I. 5 Metode de analiza

Ipotezele de baza ale reglementarilor de proiectare a izolarii seismice sunt urmatoarele

- 1) Energia disipata in sistemul de izolare poate fi exprimata in termenii unei amortizari viscoase echivalente ;
- 2) Rigiditatea sistemului de izolare poate fi exprimata ca o rigiditate liniara efectiva.

Aceste doua ipoteze permit analiza uni - modala si multi-modala a izolarii seismice.

Pentru sisteme cu frecare care nu contin un mecanism de auto-revenire sau pentru sisteme de izolare cu elastomeri nefretati, conceptul amortizarii viscoase echivalente nu este valid.

Formula amortizarii viscoase echivalente produce o valoare care este independenta de coeficientul de frecare (la sistemele cu frecare) sau de punctul de palier la sistemele elasto-plastice. In plus, deoarece aceste sisteme nu creeaza o forta de revenire, deplasarea totala de calcul nu se poate estima corect. In consecinta, este necesara efectuarea unei analize time-history neliniara pentru toate sistemele de izolare care nu contin dispozitive de auto-centrare.

CAP. II MANUAL DE CALCUL A DISPOZITIVELOR DE IZOLARE SEISMICA

II. 1 Generalitati

Prezentul capitol contine procedura de proiectare antiseismica pentru constructia structurilor utilizand diverse elemente de izolare seismica, utilizata ca metoda de reducere a fortelor de inertie.

Procedura de proiectare are la baza trei conditii care trebuie satisfacute simultan:

1. Suprastructura va fi rezemata pe izolatori. Fortele de inertie se reduc prin lungirea perioadei proprii a structurii, atunci cind aceasta se afla in zona de rezonanta.
2. Lungirea perioadei proprii poate conduce la deplasari excesive. Cu ajutorul amortizorilor (disipatorilor), deplasările se reduc pina la limite acceptabile, datorita cresterii capacitatii de disipare a energiei.
3. Pentru incarcari obisnuite (vint, forte centrifugale), orice vibratie care poate provoca efecte nedorite in structura, este prevenita. Izolatorii si disipatorii se vor proiecta suficient de rigizi pentru a preveni vibratiile de orice tip.

Reazemele de neopren armat cu tole de otel (RNA) pot fi folosite in situatiile in care se doreste distribuirea fortelor de inertie unui numar cit mai mare de dispozitive de izolare.

II. 1. 2 Definirea termenilor utilizati

1. MIS - metoda de proiectare a izolarii seismice, in vederea scaderii fortei laterale in substructuri. Accentul este pus atit pe lungirea perioadei proprii cit si pe cresterea energiei disipate, prin utilizarea RNA.
2. Izolator seismic - un termen generic pentru un dispozitiv care consta intr-un amortizor si un disipator. Sunt doua tipuri de dispozitive RNA - combinat si simplu. Dispozitivul combinat va fi denumit mai jos izolator seismic (IS).
3. Reazem - un dispozitiv menit sa izoleze suprastructura de fundatie. Se conformeaza deplasarii lejere a structurii pe directie orizontala, preluind incarcările verticale. Ca reazeme se adopta suporturile din neopren armat cu tole de otel.
4. Disipator - un dispozitiv, element, menit sa creasca capacitatea de disipare a energiei. Energia este absorbita prin disipare histeretica (si / sau vascoasa).

5. Deplasarea de calcul a unui element IS - o deplasare dezvoltata in elementul IS si preluata in metoda de proiectare.
6. Deplasarea efectiva a unui element IS - deplasarea efectiva a elementului IS care este adoptata in calculul rigiditatii echivalente si a coeficientului echivalent de amortizare.
Rigiditatea echivalenta a unui element IS - rigiditatea secanta in curba $P-\delta$, in care δ este deplasarea de calcul.
7. Capacitatea portanta a unui element IS - valoarea incarcarii obtinuta in punctul de intersectie dintre axa fortelor si prelungirea liniei rigiditatii secundare, cind curba histerezis poate fi idealizata printr-o curba biliniara.
8. Coeficient de amortizare echivalenta - este evaluat prin capacitatea de disipare a energiei si greutatea suprastructurii.
9. Deplasare reziduala maxima – deplasare reziduala, remanenta dupa descarcare, incarcarea efectuanduse pana la limita deplasarii de calcul.
10. Deplasarea capabila - maximumul deplasarii care poate fi atins fara ca elementul IS sa fie distrus.
11. .Perioada naturala echivalenta - se determina din rigiditatea echivalenta a elementului IS si greutatea suprastructurii suportata de acesta.
12. .Unitatea structurala de proiectare - termen generic prin care se desemneaza portiunea de structura care se presupune ca vibreaza in acelasi fel pe parcursul unui cutremur.
13. .Perioada naturala - perioada naturala a intregii structuri izolate de de-asupra terenului. Perioada naturala va fi evaluata pentru fiecare unitate structurala.

II. 1. 3 Simboluri

A_p - Aria sectiunii dornuluide plumb la reazeme de neopren cu inima de plumb [mm^2].

A_R - Aria suprafetei comprimate a reazemului de neopren, estimata ca fiind aria sectiunii placii de otel din reazem [mm^2].

A_{R0} - Aria comprimata efectiva a reazemului, care se deduce calculandu-se aria intinsa din incarcari ne-seismice precum variatia de temperatura, din A_R [mm^2].

A_{re} - Aria efectiv comprimata a cauciucului in timpul seismelor, care se obtine scazindu-se din A_R aria intinsa obtinuta sub deplasarea seismica u_B [mm^2].

C_{eq} - coeficientul de amortizare echivalenta vascoasa a disipatorului [$N \cdot sec / mm$].

C_j - coeficientul de amortizare vascoasa a disipatorului pentru ciclul "j" din cele 10 ale testului de incercare ciclica [$N \cdot sec / mm$].

C_m - media coeficientului de amortizare vascoasa a disipatorului [$N \cdot sec / mm$].

$C(\gamma)$ - coeficient depinzand de deformatia tangentiala.

c_B - factor care evalueaza instabilitatea fortei de inertie.

c_D - factor functie de amortizarea suprastructurii, luat in considerare pentru evaluarea spectrului de raspuns in acceleratii.

c_E - factor functie de amortizarea suprastructurii, pentru evaluarea coeficientului fortei laterale de proiectare.

c_G - factor functie de conditiile de teren.

c_I - factor de importanta.

c_R - factor functie de raspunsul structural.

c_T - factor functie de perioada naturala a structurii.

c_Z - factor functie de zona de amplasare.

D_p - diametrul dornului de plumb [mm].

D_R - diametrul tolelor de fretare a izolatorului [mm].

E_0 - modulul elastic al cauciucului [N / mm^2].

e - baza logaritmului natural.

F - forta maxima de rupere pentru un element IS [N].

F_0 - forta de reactiune produsa printr-o deplasare statica a elementului IS [N].

F_{25} - forta laterala necesara mentinerii a 25% deformatie in elementul IS dupa 3 ore de incarcare continua [N].

F_{50} - idem, pentru 50% deformatie.

F_{max} - forta negativa dezvoltata in disipator printr-o deformatie aplicata in maximum de viteza [N].

F_r - forta de frecare dezvoltata in disipatorul cu frictiune [N].

F_s - forta laterala necesara producerii deplasarii laterale in elementul IS ,static [N].

$F(u)$ - forta laterala necesara producerii unei deplasari "u" in elementul IS [N].

f_S - factor de siguranta.
 G - modulul transversal al neoprenului $[N/mm^2]$.
 G_1 - idem, corespunzator rigiditatii initiale $[N/mm^2]$.
 G_2 - idem, corespunzator rigiditatii secundare $[N/mm^2]$.
 g - acceleratia gravitationala $[mm/sec^2]$.
 H - inaltimea de la baza reazemelor la centrul de greutate al suprastructurii $[mm]$.
 H_B - duritatea neoprenului.
 H_P - inaltimea dornului de plumb $[mm]$.
 h - coeficient de amortizare a suprastructurii .
 h_B - coeficient de amortizare echivalent al elementelor IS.
 h_{iB} - idem, pentru un element "i".
 h_{Bj} - idem, pentru elementul IS supus ciclului "j" din cele 10 ale testului de incarcare ciclica.
 h_{Bm} - nivelul mediu al coeficientului de amortizare pentru elementul IS.
 h_{Fui} - coeficient de amortizare al fundatiei "i" la translatie.
 h_{F0} - idem, la rotire.
 h_{pi} - coeficientul de amortizare al substructurii "i".
 K_1 - rigiditatea initiala a elementului IS $[N/mm]$.
 K_2 - rigiditatea secundara a elementului IS $[N/mm]$.
 K_B - rigiditatea echivalenta a elementelor IS $[N/mm]$.
 K_{iB} - idem, pentru un element IS "i" $[N/mm]$.
 K_{Bj} - idem, in ciclul "j" al testului de incarcare ciclica $[N/mm]$.
 K_{Bm} - nivelul mediu al rigiditatii elementelor IS $[N/mm]$.
 K_d - rigiditatea amortizorului de otel, orizontal $[N/mm]$.
 K_{Fui} - rigiditatea fundatiei "i" la translatie $[N/mm]$.
 K_{F0} - idem, la rotire $[N/rad]$.
 K_H - rigiditatea echivalenta a reazemului de cauciuc laminat $[N/mm]$.
 K_{pi} - idem, a substructurii "i" $[N/mm]$.
 K_S - rigiditatea echivalenta a elementelor IS sub incarcare statica $[N/mm]$.
 K_V - rigiditatea verticala a elementelor de cauciuc laminat $[N/mm]$.
 K_{Ve} - rigiditatea verticala a elementelor de cauciuc laminat sub incarcare seismica, care se evalueaza prin calculul ariei efective comprimate A_{Re} $[N/mm]$.

k_2 - coeficient admisibil de incarcare pentru disipator cu role $[N / mm^2]$.
 k_h - coeficientul fortei laterale adoptat pentru metoda coeficientului seismic.
 k_{h0} - idem, pentru forta laterala standard.
 k_{hc} - idem, pentru metoda capacitatii portante.
 k_{hc0} - coeficientul fortei laterale standard pentru metoda capacitatii portante.
 k_{he} - coeficientul fortei laterale echivalente pentru metoda capacitatii portante.
 L - lungimea grinzii considerata in proiectarea nodurilor de dilatare $[mm]$.
 L_A - lungime aditionala.
 L_E - lungimea de proiectare a nodurilor de dilatare $[mm]$.
 l - lungimea de contact a rotelor $[mm]$.
 Q - forta laterala dezvoltata in elementele IS, la deplasare nula $[N]$.
 Q_y - forta de cedare a elementelor IS, la initierea cedarii $[N]$.
 Q_d - idem, obtinuta la intersectia axei fortelor cu prelungirea rigiditatii secundare din curba de histerezis biliniara $[N]$.
 q - tensiunea dezvoltata in dornul de plumb $[N / mm^2]$.
 q_0 - tensiunea tangentiala in dornul de plumb, corespunzatoare fortei de cedare Q_d $[N / mm^2]$.
 R - forta verticala $[N]$.
 R_{CC} - raport de variatie a coeficientului de amortizare vascoasa in elementele IS.
 R_{Cf} - media coeficientului de amortizare vascoasa in elementele IS asociata variatiei vitezei de deformare.
 R_{CR} - raport de variatie a mediei coeficientului de amortizare vascoasa in elementele IS, asociata cu histerezisul incarcarii.
 R_{Ct} - idem, cu temperatura.
 R_{Kb} - raport de variatie a rigiditatii echivalente a elementelor IS asociata cu variatia eforturilor de compresiune.
 R_{KC} - raport de variatie a rigiditatii echivalente a elementelor IS.
 R_{Kd} - raport de variatie a rigiditatii echivalente medii a elementelor IS asociata cu deplasarea permisa in prioritate fata de incarcare.
 R_{Kf} - idem, cu variatia vitezei de deformare.
 R_{KR} - idem, cu histerezisul incarcarii.
 R_{Kt} - idem, cu variatia temperaturii.

R_d - forta de reactiune datorata incarcarii moarte [N].

R_{hb} - coeficient de variatie a amortizarii medii echivalente a elementelor IS asociata variatiei tensiunilor de compresiune.

R_{hc} - coeficient de variatie a amortizarii echivalente a elementelor IS.

R_{hd} - coeficient de variatie a amortizarii echivalente medii pentru elementele IS asociat cu deplasari prioritare in raport cu incarcari.

R_{hf} - idem, cu viteza de deformare.

R_{hR} - idem, cu histerezisul incarcarii.

R_{ht} - idem, cu variatia temperaturii.

R_i - forta verticala aplicata reazemului cu role "i" [N].

R_{max} - reactiunea maxima dezvoltata in reazeme [N].

R_{min} - reactiunea minima dezvoltata in reazeme [N].

$R_{\mu C}$ - coeficient de variatie a coeficientului de frecare in elementele IS.

$R_{\mu b}$ - idem, asociat cu variatia tensiunilor de compresiune.

$R_{\mu f}$ - idem, asociat cu variatia vitezei de deformare.

$R_{\mu R}$ - idem, cu histerezisul incarcarii.

$R_{\mu t}$ - idem, cu variatia temperaturii.

r - raza rolei suportului cu role [mm].

S - factor de forma.

S_1 - spectrul de raspuns in acceleratii, utilizat in verificarea sigurantei in metoda coeficientului seismic [gal].

S_2 - idem, in metoda capacitatii portante [gal].

S_{10} - spectrul de raspuns in acceleratii - standard - adoptat in verificarea sigurantei in metoda coeficientului seismic [gal].

S_{20} - idem, in metoda capacitatii portante [gal].

S_B - distanta dintre capetele grinzilor [mm].

S_E - distanta dintre capatul grinzii si sectiunea de substructura, sau distanta dintre partile suprabetonate ale grinzilor [mm].

S_F - lumina elementelor de prevenire a caderilor [mm].

T - perioada naturala a unitatii structurale de proiectare [sec].

t_c - grosimea unui strat de cauciuc [mm].

t_s - grosimea unei tole de otel din freta reazemelor [mm].

u_0 - deplasarea de proiectare a elementului IS asociată fisurării, distrugerii aderenței și variației de temperatură [mm].

u_{25} - deplasarea laterală a elementului IS corespunzătoare unei deformări de 25% [mm].

u_{50} - idem, la deformare de 50% [mm].

u_B - deplasarea de proiectare a elementelor IS [mm].

u_{B1} , u_{B2} - deplasările de proiectare ale grinzilor adiacente, adoptate în metoda coeficientului seismic [mm].

u_{Be} - deplasarea efectivă a elementelor IS [mm].

u_{Bi} - idem, a elementului "i" [mm].

u_{BR} - deplasarea remanentă a elementelor IS [mm].

u_d - deplasarea laterală permisă elementelor IS static, în prioritate față de încărcare [mm].

u_i - deplasarea laterală dezvoltată în punctul "i" al modelului structural cînd întreaga greutate a suprastructurii și substructurii de de-așupra terenului este considerată acționînd orizontal [mm].

u_{max} - valoarea maximă a deplasării admise a elementului IS [mm].

u_{min} - valoarea minimă a deplasării admise a elementului IS [mm].

u_s - deplasarea laterală asociată dilatării sau contractiei din temperatură [mm].

u_y - deplasarea orizontală la curgere a amortizorului de oțel [mm].

v - viteză încărcării [mm / sec].

V_c - încărcarea verticală [N].

v_{max} - viteză maximă de proiectare a elementelor IS [mm / sec].

W - energia de deformare indusă în elementul IS, corespunzătoare deplasării de calcul u_B [N*mm].

W_u - greutatea moartă a suprastructurii [N].

w_i - greutatea moartă a unității structurale sau substructurii "i" [N].

α - raport între lungimea laturii mai scurte a plăcii de oțel (a sau b) și grosimea totală a straturilor de cauciuc Σt_c .

α_c - unghiul de rotație impus într-un strat de cauciuc.

β - raport între laturile plăcii de fretare, considerând latura b (în direcție transversală) raportată la latura a (direcția longitudinală).

γ - deformatia unghiulara efectiva a cauciucului.
 γ_{0a} - deformatia tangentiala admisibila a cauciucului sub incarcari permanente si variabile.
 γ_{Ba} - idem, sub incarcari seismice.
 γ_C - deformatia tangentiala locala a cauciucului sub incarcari verticale.
 γ_S - idem, datorata deplasarilor laterale.
 γ_u - deformatia cauciucului la elongatia de rupere.
 δ_{100} - deplasarea verticala din relaxare a elementului IS, la 100 ore [mm].
 δ_{1000} - idem, la 1000 ore [mm].
 δ_{CR} - deplasarea laterala din relaxare [mm].
 δ_V - idem, sub incarcari, altele decit cele seismice [mm].
 δ_{Ve} - idem, sub incarcari seismice [mm].
 k - factor asociat duritatii cauciucului.
 μ - ductilitatea pilelor de sustinere sau factorul de frecare interna a elementului IS.
 μ_j - factor de frecare a elementului IS in ciclul "j" de incarcare.
 μ_m - factor de frecare mediu al elementului IS.
 μ_s - idem, supus la incarcari statice.
 Σt_c - grosimea totala a straturilor de cauciuc [mm].
 σ_c - tensiunea medie de compresiune in elementul IS din incarcari verticale [N/mm²].
 σ_{cRa} - tensiunea medie de compresiune in elementul IS inaintea flambajului [N/mm²].
 σ_{max} - tensiunea de compresiune maxima in elementul IS [N/mm²].
 $\sigma_{max,a}$ - tensiunea de compresiune maxima admisibila in elementul IS [N/mm²].
 σ_{min} - tensiunea de compresiune minima in elementul IS [N/mm²].
 σ_s - tensiunea de intindere in placa de otel a fretei elementului IS [N/mm²].
 σ_{sa} - intinderea admisibila, idem [N/mm²].
 τ_0 - tensiunea tangentiala echivalenta indusa in elementul IS [N/mm²].
 τ_d - tensiunea tangentiala dezvoltata in elementul IS ,corespunzatoare unei deformatii de forfecare egala cu 0 [N/mm²].
 τ_y - tensiunea tangentiala de cedare in elementul IS [N/mm²].
 ΔW - energia disipata in elementul IS intr-un ciclu [N*mm].

$\Delta\sigma_a$ - amplitudinea admisibilă a tensiunii de compresiune acceptată în elementul IS
[N /mm²].

Comentariu

Simbolurile, altele decât cele listate mai sus, se vor defini în secțiunile individuale în care se aplică. Există câteva cazuri în care același simbol are două unități de măsură, corespunzătoare unor secțiuni diferite, fiecare fiind asociat unei definiții date în secțiunea respectivă.

II. 2 Condiții fundamentale ale proiectării izolării seismice

- 1) Perioada naturală a unei structuri proiectată cu dispozitive IS se cere să fie de cel puțin 2 (două) ori mai mare decât aceea a structurii fără izolare.
- 2) Perioada naturală a structurii proiectată cu dispozitive IS va fi aleasă cu multă grijă pentru a preveni efectele nedorite asupra funcțiilor structurii. Aceasta, deoarece lungirea perioadei proprii poate cauza probleme datorită rezonanței cu solul și deformațiilor excesive ale nodurilor (îmbinărilor).
- 3) Dispozitivele IS nu se vor utiliza la structurile a căror fundații sunt amenajate în soluri foarte moi.
- 4) Pentru proiectarea IS se recomandă un dispozitiv IS cu alcatuire simplă, cât mai robustă. Simultan, performanțele dispozitivului IS vor fi testate pentru a asigura stabilitatea în timpul seismelor.

Comentarii :

1. Aplicarea metodei IS se va hotărî funcție de condițiile structurale ale clădirii și ale solului de fundare. Proiectarea IS poate fi avantajoasă în următoarele condiții :
 - a) structuri fundate în soluri rigide și stabile ;
 - b) clădiri cu structură rigidă (perioadă scurtă) ;
 - c) clădiri cu regim mediu și redus de înălțime.

Acestea sunt condițiile în care capacitatea de disipare a energiei poate fi ușor dezvoltată prin lungirea perioadei proprii.

Dimpotrivă, proiectarea IS **nu** va fi adoptată în condițiile :

- a) structuri fondate in soluri instabile sau moi ;
- b) cladiri cu structuri flexibile (perioada lunga);
- c) cazurile in care lungirea perioadei proprii conduce la rezonanta cu solul;
- d) cladiri care introduc intinderi in reazeme.

Rigiditatea structurii va fi determinata astfel ca perioada naturala a cladirii echipata cu elemente IS sa devina de cel putin 2 ori mai lunga decit a cladirii neizolate. Pastrand perioada naturala a suprastructurii izolate in afara domeniului de rezonanta cu substructurile, aproape intreaga deformatie a cladirii este practic concentrata in elementele IS. Din contra, in cazul in care perioada naturala a cladirii izolate este mai mica decit dublul perioadei cladirii neizolate, deformatia structurii va fi transmisa in infrastructura. Aceasta concentrare a eforturilor in substructura poate fi evitata daca elementul IS lucreaza la capacitatea proiectata. Prin “perioada naturala a cladirii izolate” se intelege valoarea obtinuta cu relatia 3.5.1 in cap.3.5 si “perioada naturala a cladirii neizolate” se refera la perioada estimata prin considerarea elementelor IS ca articulatii.

2. In proiectarea IS, fortele de inertie in suprastructura pot fi diminuate prin lungirea perioadei proprii si prin cresterea capacitatii de disipare a energiei structurale. Cea mai importanta decizie este cit de mult trebuie lungita perioada naturala. In Japonia, solurile sint in general foarte slabe in zonele de amplasament al constructiilor. Cutremure semnificative, cu magnitudini peste 8 si perioada preponderenta a miscarii terenului - lunga, apar cu o rata de recurenta mai scurta decit in alte tari. Luind in considerare aceste lucruri, nivelul fortei seismice de cod este mai ridicat comparativ cu cel adoptat in alte tari. Valoarea perioadei naturale la care acceleratia de cod incepe sa descreasca , este lunga, adica de 1,1 sec. pentru soluri de tip I (soluri tari), 1.3 sec pentru soluri de tip II (soluri medii) si de 1.5 sec pentru soluri de tip III (soluri moi). De aceea, raspunsul tablierului poate fi redus lungind perioada naturala peste 1.1-1.5 sec.

Dar, cresterea perioadei naturale implica o crestere in valoarea deplasarilor. Desi se pot utiliza noduri de expansiune (cu “picioare lungi”), acestea sint dificil de adoptat, mai ales in zonele urbane, datorita problemelor de mentenanta si poluare fonica. De aceea, perioada proprie a structurii nu va fi lungita in mod nejustificat. In proiectarea IS, este mai importanta cresterea capacitatii de disipare a energiei.

3. Stabilitatea solului din jurul fundatiilor are un important efect asupra sigurantei seismice a structurii. Deoarece stabilitatea structurala a suprastructurii scade (initial) prin izolare, proiectarea IS nu va fi adoptata pentru cladiri fondate in soluri instabile.

4. Elementele de izolare IS vor satisface conditiile :

- vor fi concepute cu un mecanism simplu, avind o performanta inalta pe tot parcursul exploatarei ;
- vor fi folosite numai dupa atestarea nivelului de performanta mecanica ;
- vor fi stabile in timpul cutremurelor.

II. 3 Metoda de proiectare a izolarii seismice

II. 3. 1 Generalitati

1. Dispozitivele IS vor fi proiectate utilizand metoda coeficientului seismic si metoda capacitatii portante.
2. Siguranta seismica a pilelor de beton armat proiectate cu metoda coeficientului seismic va fi verificata din punctul de vedere al ductilitatii prin metoda capacitatii portante.
3. Coeficientul de calcul al fortei laterale si coeficientul echivalent al fortei laterale se vor estima conform precizarilor din cap.3.3.
4. Stabilirea mai precisa a sigurantei seismice se va efectua utilizandu-se analiza raspunsului dinamic, absolut necesara la structuri cu alcatuire complicata.
5. Proiectarea IS a cladirilor va fi corelata cu specificatiile din cap.7 - Detalii de proiectare pentru zone seismice si cap.6 - Detalii de proiectare pentru metoda IS, in plus fata de capitolele mentionate anterior.

Comentarii :

1. Dispozitivele IS vor fi proiectate utilizand metodele coeficientului seismic si a capacitatii portante. Desi suportii structurilor obisnuite au fost proiectati utilizandu-se numai metoda coeficientului seismic, in actuala procedura se vor utiliza ambele metode, deoarece elementele de izolare IS au un rol important in reducerea fortei seismice si se cere ca acestea sa-si pastreze functionalitatea chiar sub actiunea cutremurului maxim presupus.
2. Proiectarea structurilor izolate seismice IS va utiliza ambele metode mentionate mai sus. Se considera ca proiectarea elementelor IS se poate face numai cu metoda capacitatii portante, dat fiind ca principiul de baza in proiectarea IS este combinat cu teoria capacitatii portante, care este bazata pe ductilitatea componentelor structurii supuse la cutremurul maxim credibil. De fapt, teoria capacitatii portante a fost dezvoltata in tari ca Noua Zeelanda si Statele Unite si proiectarea bazei izolate a fost considerata ca metoda de realizare a teoriei. Totusi, in Japonia, metoda capacitati portante a fost adoptata numai la pilele de beton armat,

iar metoda coeficientului seismic a fost utilizata pentru celelalte componente ale structurii. Din acest punct de vedere, proiectarea IS a fost conceputa sa respecte ambele puncte de vedere.

3. Proiectarea IS prin metoda coeficientului seismic va fi efectuata respectand reglementarile cap.3. Coeficientul fortei laterale va fi estimat conform cap.3.2 al prezentului ghid.
4. La structuri izolate seismic cu elemente IS, deformatia totala a structurii in timpul seismelor este, in general, determinata de modul I de vibratie, in care miscarea de translatie a suprastructurii este predominanta. Din acest punct de vedere, in general vorbind, analiza raspunsului dinamic nu este necesara in toate cazurile de izolare, deci siguranta seismica a structurilor poate fi usor determinata cu metoda de analiza statica. In cazul in care siguranta seismica a structurii nu se poate determina prin analiza statica, din motive de alcatuire complicata, atunci se va apela la analiza raspunsului dinamic, specificata in cap.5.
5. Datorita particularitatilor care apar in raspunsul seismic al structurilor izolate, detaliile se vor proiecta conform cap.6 al acestui ghid, in plus fata de specificatiile curente.

II. 3. 2 Coeficientul fortei laterale in metoda coeficientului seismic

Coeficientul fortei laterale in metoda coeficientului seismic va fi estimat cu relatia:

$$k_h = c_z * c_G * c_I * c_T * c_E * k_{h0} \quad (3.2.1)$$

Daca valoarea coeficientului fortei laterale este subunitara, acesta va fi considerat in calcule egal cu 1.

$$c_T * c_E \geq 0.8 \quad (3.2.2)$$

in care:

k_h - coeficientul fortei laterale in metoda coeficientului seismic;

k_{h0} - coeficientul fortei laterale standard ($= 0.2$);

c_z - factor de zona;

c_G - factor al conditiilor de sol (Tab.3.2.1);

c_I - factor de importanta (Tab.3.2.2);

c_T - factor functie de perioada naturala a structurii (Tab.3.2.3);

c_E - factor functie de coeficientul de amortizare h al structurii (Tab 3.2.4);

Atat c_T cat si c_E se vor considera egale cu 1.0 si sunt utilizate pentru a estima presiunea solului si a apei in timpul seismelor.

Tab.3.2.1 Factorul conditiilor de sol c_G

Tipul solului	I	II	III
Factor	0.8	1.0	1.2

Tab.3.2.2 Factorul de importanta al structurii c_I

Tipul structurii	Factor	Definitie
Clasa I	1.0	Poduri de autostrada , cladiri monumente istorice, de arta, cult, arhitectura
Clasa II	0.8	Altele

Tab.3.2.3 Factorul perioadei naturale a structurii c_T

Tipul solului	Factor		
I	$T < 0.1$	$0.1 \leq T \leq 1.1$	$1.1 < T$
	$c_T = 2.69 T^{1/3} \geq 1.00$	$c_T = 1.25$	$c_T = 1.33 T^{-2/3}$
II	$T < 0.2$	$0.2 \leq T \leq 1.3$	$1.3 < T$
	$c_T = 2.15 T^{1/3} \geq 1.00$	$c_T = 1.25$	$c_T = 1.49 T^{-2/3}$
III	$T < 0.34$	$0.34 \leq T \leq 1.5$	$1.5 < T$
	$c_T = 1.80 T^{1/3} \geq 1.00$	$c_T = 1.25$	$c_T = 1.64 T^{-2/3}$

Tab.3.2.4 Factorul coeficientului de amortizare h

Coeficient de amortizare h	Factor
$h < 0.1$	1.0
$h \geq 0.1$	0.9

Comentarii:

Factorul c_E sugerează reducerea forței de inerție a suprastructurii, corespunzătoare creșterii coeficientului de amortizare a clădirii - marit datorită capacității sporite de disipare a energiei în elementele IS.

Luând în considerare modificarea factorului c_D , valoarea c_E este determinată astfel încât reducerea forței de inerție prin creșterea coeficientului de amortizare să fie evaluată conservativ.

Raportul de reducere al coeficientului forței laterale, care este estimat ca o combinație între c_T și c_E , nu va fi mai mic decât 4 / 5. Valoarea minimă a coeficientului forței laterale este determinată de această corelație. În Japonia nu există, în acest moment, o experiență serioasă în domeniul proiectării IS. De aceea, valoarea minimă necesară a coeficientului forței laterale se va alege astfel încât să nu devină prea mic în comparație cu valoarea adoptată în proiectarea antisismică obișnuită.

II.3.3 Coeficientul forței laterale și coeficientul forței laterale echivalente în Metoda capacității portante

1. Coeficientul forței laterale, în Metoda capacității portante, este estimat în relația (3.3.1).

Dacă valoarea coeficientului este mai mică de 0.3, atunci acesta se va considera egală cu 0.3.

$$k_{hc} = c_Z * c_1 * c_R * c_E * k_{hc0} \quad (3.3.1)$$

în care :

k_{hc} - coeficientul forței laterale în Metoda capacității portante;

k_{hc0} - coeficientul forței laterale standard (= 1.0);

c_Z - factor de zonă (Tab.3.2.1);

c_1 - factor de importanță (Tab.3.2.3);

c_R - factor funcție de răspunsul structural al clădirii (Tab.3.3.1);

c_E - factor funcție de coeficientul de amortizare (Tab.3.3.2).

Tab.3.3.1 Factorul raspunsului structural al cladirii c_R

Tipul solului	Factor		
I	$T_{EQ} \leq 1.4$ $c_R = 0.7$		$1.4 < T_{EQ}$ $c_R = 0.876 T_{EQ}^{-2/3}$
II	$T_{EQ} < 0.18$ $c_R = 1.51 T_{EQ}^{1/3} \geq 0.7$	$0.18 \leq T_{EQ} \leq 1.6$ $c_R = 0.85$	$1.6 < T_{EQ}$ $c_R = 1.16 T_{EQ}^{-2/3}$
III	$T_{EQ} < 0.29$ $c_R = 1.51 T_{EQ}^{1/3} \geq 0.7$	$0.29 \leq T_{EQ} \leq 2.0$ $c_R = 1.0$	$2.0 < T_{EQ}$ $c_R = 1.59 T_{EQ}^{-2/3}$

Tab.3.3.2 Factorul coeficientului de amortizare al structurii c_E

Coeficientul de amortizare	Factor
$h < 0.1$	1.0
$0.1 \leq h < 0.12$	0.9
$0.12 \leq h < 0.15$	0.8
$0.15 \leq h$	0.7

2. Coeficientul fortei laterale echivalente in Metoda capacitatii portante este dat de relatia (3.3.2), concordanta cu ductilitatea admisibila a substructurii de beton armat :

$$k_{he} = k_{hc} / (2\mu - 1)^{1/2} \quad (3.3.2)$$

in care :

k_{he} - coeficientul fortei laterale echivalente ;

k_{hc} - coeficientul de calcul al fortei laterale (ec.3.3.1);

μ - ductilitatea admisibila a substructurii de beton armat.

Comentarii :

Factorul c_E este dat in Tab.3.3.2, functie de coeficientul de amortizare al structurii calculat in relatia 3.6.

II. 3. 4 Valori caracteristice pentru dispozitivele IS

II.3.4.1 Deplasarea de calcul a dispozitivelor IS

Deplasarea de calcul si deplasarea efectiva a dispozitivului IS vor fi calculate cu relatiile (3.4.1), respectiv (3.4.2) :

$$u_B = \begin{cases} k_h * W_u / K_B - \text{pentru Metoda coeficientului seismic} \\ k_{hc} * W_u / K_B - \text{pentru Metoda capacitatii portante} \end{cases} \quad (3.4.1)$$

$$u_{Be} = c_B * u_B \quad (3.4.2)$$

in care :

u_B - deplasarea de calcul a elementului IS [mm];

u_{Be} - deplasarea efectiva a elementului IS [mm];

k_h - coeficientul de calcul al fortei laterale in Metoda coeficientului seismic, stabilit conform (3.2.)

k_{hc} - coeficientul de calcul al fortei laterale in Metoda capacitatii portante, stabilit conform (3.3.)

K_B - rigiditatea echivalenta a elementului IS [N / mm];

W_u - greutatea moarta a suprastructurii cu care se calculeaza forta laterala suportata de elementul IS [N];

c_B - factor de instabilitate a fortei de inertie (= 0.7).

Comentarii :

În general, elementele IS prezintă un histerezis neliniar. Pentru a idealiza histerezisul neliniar cu un histerezis echivalent liniar, este necesar să se stabilească mai întâi deplasarea de calcul a elementului IS. În Metoda coeficientului seismic, deplasarea laterală probabilă a elementului IS supus forței laterale calculate la 3.2, este, prin definiție, deplasarea de calcul u_B . În Metoda capacității portante, deplasarea de calcul este aceea deplasare obținută prin aplicarea unei forțe laterale calculate conform 3.3.

Corespunzător caracteristicilor mișcării de input, raportul de variație al deplasării laterale a elementului IS pe scara timpului, este variabil. Pentru a se estima rigiditatea echivalentă K_B și coeficientul echivalent de amortizare h_B , se admite ca deplasarea efectivă să fie mai importantă decât deplasarea maximă. În acest manual, deplasarea efectivă a elementului IS este, prin definiție, deplasarea efectivă de calcul u_{Be} , prezentată în fig.3.4.1.

Deoarece răspunsul seismic al clădirii poate fi simulat cu ajutorul unei rigidități echivalente K_B și un coeficient echivalent de amortizare h_B , care corespunde la 70% din deplasarea maximă pe care o dezvoltă elementul IS, s-a stabilit ca factorul de evaluare a instabilității forței de inerție c_B să aibă valoarea 0.7.

În Metoda analizei liniare echivalente, deplasarea de calcul a elementului IS u_B , care este utilizată cu prioritate în analiza întregii clădiri, este apropiată deplasării reale a elementului IS, adică, în analiza liniară echivalentă, este necesară o iteratie a calculelor până când diferența dintre u_B și deplasarea reală devine îndeajuns de mică. Deși este preferabil ca diferența să fie nulă, se va evita un număr prea mare de iterații, în general fiind acceptată o diferență de 10%.

II.3.4.2 Rigiditatea echivalentă și coeficientul echivalent de amortizare al dispozitivului de izolare seismică.

Rigiditatea echivalentă și coeficientul echivalent de amortizare al dispozitivului IS sunt calculate, în principiu, cu ecuațiile (3.4.3), respectiv (3.4.4) :

$$K_B = \frac{F(u_{Be}) - F(-u_{Be})}{2 u_{Be}} \quad (3.4.3)$$

$$h_B = \frac{\Delta W}{2\pi W} \quad (3.4.4)$$

in care :

K_B - rigiditatea echivalenta a dispozitivului IS [N / mm];

h_B - coeficientul echivalent de amortizare al dispozitivului IS;

u_{Be} - deplasarea efectiva de calcul a dispozitivului IS [mm], asa cum este stabilit in 3.4.1;

$F(u)$ - forta laterala necesara obtinerii deplasarii laterale “u” [N];

W - energia de deformatie indusa in dispozitivul IS corespunzatoare deplasarii de calcul u_{Be} , conform figurii 3.4.1 (aria triunghiurilor) [N*mm];

ΔW - energia disipata in dispozitivul IS per ciclu aria inchisa in bucla de histeresis)[N*mm].

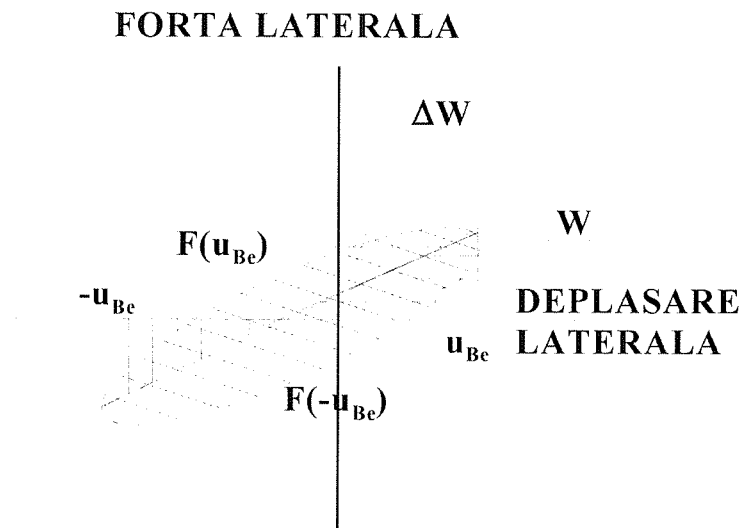


Fig.3.4.1

Comentarii :

Forța seismică poate fi redusă în corespondență cu lungimea perioadei proprii a clădirii.

Deoarece perioada naturală poate fi mărită prin utilizarea unui izolator și a unui amortizor (disipator), este necesar să se estimeze corect rigiditatea și amortizarea dispozitivului IS. Deoarece curba forței laterale - deplasare laterală este nonliniară, se stabilește un model de calcul liniar, care utilizează atât o rigiditate cât și un coeficient de amortizare, echivalente.

II.3.5 Calculul perioadei naturale a clădirii

1. Perioada naturală a fiecărei unități structurale se va calcula, în principiu, cu ecuația următoare :

$$T = 2.01 \sqrt{\delta} \quad (3.5.1)$$

$$\delta = \frac{\int \omega_i * u_i^2}{\int \omega_i * u_i} \quad (3.5.2)$$

în care :

T - perioada naturală a unității structurale a clădirii [sec.];

ω_i - greutatea moartă a unității structurale "i" din suprastructura sau infrastructura [N];

u_i - deplasarea laterală dezvoltată în punctul "i" al modelului structural, atunci când greutatea moartă a suprastructurii și substructurii de de-așupra nivelului terenului este aplicată orizontal [mm]. Integrarea se efectuează între limitele care determină unitatea structurală luată în considerare.

2. În calculul perioadei naturale a clădirii, dispozitivul IS este idealizat printr-un arc, care are o rigiditate echivalentă stabilită conf. 3.4.2.

Comentarii :

1. În calculul perioadei naturale a structurilor, dispozitivele IS sunt schematizate prin elemente resort, care sunt plasate între suprastructuri și substructuri. Metoda de calcul se conformează cap.3.3.2 și se aplică la structuri care utilizează reazeme de cauciuc.

Condițiile restrictive de lucru ale dispozitivelor IS vor fi determinate, în principiu, cu tab.C.3.5.1.

Rigiditatea echivalentă “ K_B ” a dispozitivelor IS, stabilită în 3.4.2 va fi adoptată ca rigiditatea elementelor resort.

2. Forța de inerție a suprastructurii este aplicată, în modelul de calcul, la baza dispozitivului IS. În cazul în care deplasarea transversală a dispozitivului IS este împiedicată, forța de inerție pe direcție longitudinală va fi aplicată la baza acestuia, iar forța de inerție pe direcție transversală va fi aplicată în centrul de greutate al suprastructurii.

Tab.C3.5.1 Condiții restrictive pentru dispozitivele de izolare

Caz	Translatie			Rotatie		
	Long.	Transv.	Vert.	Long.	Transv.	Vert.
A	arc	arc	fix	fix	liber	liber
B	arc	fix	fix	fix	liber	liber

Cazul A : Dispozitivul IS lucrează în ambele direcții;

Cazul B : Dispozitivul IS lucrează numai pe direcția longitudinală (deplasarea transversală este împiedicată).

II.3.6 Calculul coeficientului de amortizare modal al structurii.

Coeficientul de amortizare modal va fi estimat cu relația (3.6.1):

$$h = \frac{\sum K_{Bi} * u_{Bi}^2 * (h_{Bi} + \frac{h_{Pi} * K_{Bi}}{K_{Pi}} + \frac{h_{Fiil} * K_{Bi}}{K_{Fiil}} + \frac{h_{Fi\theta i} * K_{Bi} * H^2}{K_{Fi\theta i}})}{\sum K_{Bi} * u_{Bi}^2 * (1 + \frac{K_{Bi}}{K_{Pi}} + \frac{K_{Bi}}{K_{Fiil}} + \frac{K_{Bi} * H^2}{K_{Fi\theta i}})} \quad (3.6.1)$$

in care :

h - coeficientul de amortizare al structurii ;

h_{Bi} - coeficientul de amortizare al elementului IS “i”, conf. 3.4.1 ;

h_{Pi} - coeficientul de amortizare al substructurii “i” ;

h_{Fui} - coeficient de amortizare al fundatiei “i”, asociat miscarii de translatie ;

h_{Fθi} - idem, asociat miscarii de translatie ;

K_{Bi} - rigiditatea echivalenta a elementului IS “i” [N / mm], conf.3.4.1.;

K_{Pi} - rigiditatea echivalenta a substructurii “i” [N / mm] ;

K_{Fui} - rigiditatea fundatiei “i”, asociata miscarii de translatie [N / mm];

K_{Fθi} - idem, asociata miscarii de rotatie [N/rad];

u_{Bi} - deplasarea de calcul a elementului IS “i” [mm];

H - inaltimea de la baza pilelor pina la centrul de greutate al suprastructurii.

Comentarii :

Coeficientul de amortizare al unei cladiri cu dispozitive IS trebuie estimat din coeficientul de

amortizare al cladirii neizolate, insumat cu coeficientul de amortizare al elementelor IS. Deoarece saiba de de-asupra reazemelor este in general destul de rigida pentru a dezvolta deformatii mult mai mici decat sistemul de izolare in sine, coeficientul de amortizare al cladirii poate fi calculat pe baza caracteristicilor elementului IS si fundatiilor.

In cazul in care structura este realizata din materiale diferite, cu caracteristici de amortizare diferite, coeficientul de amortizare se va calcula cu ecuatiile C.3.6.1 :

$$\mathbf{h} = \frac{\sum_{j=1}^n \Phi_{ij}^T * h_j * K_j * \Phi_{ij}}{\Phi_i^T * K * \Phi_i} \quad (C.3.6.1)$$

in care : **Φ_{ij}** - vector modal al componentei structurale “j” in modul “i”;

h_j - coeficient de amortizare al componentei structurale “j”;

K_j - matricea de rigiditate pentru componenta structurala “j”;

Φ_i - vector modal al structurii in modul “i”;

K - matricea de rigiditate a structurii .

Ecuatia (3.6.1) se deduce simplificand ecuatiile (C.3.6.1) , presupunand ca deformatiile de translatie si rotatie ale fundatiilor sunt determinate de forte de inertie ale suprastructurii, adica forta de inertie a pilelor nu are nici un efect asupra deformatiilor

fundatiilor. In cazul in care forta de inertie din infrastructura si modul de vibratie al structurii trebuie luate in considerare in analiza, coeficientul de amortizare al cladirii este mai corect evaluat prin ecuatia (C.3.6.1).

Tabelul C.3.6.1 poate fi utilizat pentru a evalua coeficientul de amortizare a fiecarei componente a structurii, in vederea utilizarii ecuatiilor (3.6.1) sau (C.3.6.1) pentru determinarea coeficientului de amortizare al cladirii.

Tab.C.3.6.1 Coeficienti de amortizare pentru componentele structurale ale cladirii.

	Structuri metalice	Structuri de beton armat
Suprastructura	0.02 - 0.03	0.03 - 0.05
Dispozitiv de izolare	Coef. de amortizare echival. dat de ecuatia (3.4.4)	
Substructura	0.03 - 0.05	0.05 - 0.1
Fundatii	0.1 - 0.3	

II. 4 Proiectarea dispozitivelor de izolare seismică.

II. 4. 1 Principii de bază în proiectarea dispozitivelor de izolare seismică.

II. 4. 1. 1 Generalități.

1. Elementul IS va fi proiectat astfel încât rigiditatea și capacitatea de disipare a energiei obținute să pună în valoare calitățile de izolare specificate în cap. II. 3.
2. Caracteristicile elementelor IS vor fi verificate prin teste. Proiectarea IS se va efectua ținând cont de valorile caracteristice rezultate din aceste teste.
3. Elementele IS vor fi proiectate astfel încât să fie ușor de înlocuit.

Comentarii :

1. În proiectarea IS este important ca amortizorul și izolatorul să fie calculate corespunzător. Dispozitivul IS se va proiecta astfel încât performanțele sale să se înscrie între limitele stabilite prin teste, care nu vor fi depășite.

Dispozitivele IS dezvoltate anterior pot fi clasificate în trei tipuri, așa cum se arată în Tab.C.4.1.1. Există două tipuri de dispozitive bazate pe o combinație de disipator și izolator (tipul combinat și necombinat). Tab.C.4.1.1 prezintă dispozitivele IS tipice acestei clasificări.

Tab.C.4.1.1 Dispozitive tipice de izolare seismică

Principiu de proiectare	Tipul combinat	Tipul necombinat
Deplasare	Suport de neopren cu plumb; Suport de neopren cu amortizare înaltă; Amortizor pe role;	Suport de neopren cu plumb + amortizor din oțel
Frecare	Suporturi "LINK"	Suport de neopren cu plumb + + amortizor prin fricțiune + + arc lateral
Viteza		Suport de neopren cu plumb + + amortizor viscos

2. Testele de agrementare a dispozitivelor IS se vor efectua pe elemente la scara naturala.
3. Caracteristicile materialelor si mecanismului in sine vor fi astfel alese incat sa asigure o comportare buna pe termen lung. Dispozitivele IS vor fi proiectate astfel incat inlocuirea lor sa fie usor de realizat, si sa se evite efectele de coroziune sau avariile datorate utilizarii pe termen lung.

II. 4. 1. 2 Caracteristicile dinamice ale dispozitivelor IS

1. Abaterea valorilor rigiditatii echivalente K_B si ale coeficientului echivalent de amortizare h_B va fi de $\pm 10\%$ fata de valorile considerate in calcul. Valorile K_B si h_B se refera la media obtinuta intre ciclul 4 si ciclul 10 in cadrul testelor de 10 incercari ciclic - alternante, la care deplasarea maxima va fi u_{Be} - deplasarea efectiva de calcul, stabilita in cap.3.4.1.
2. Dispozitivul IS va fi stabil (abaterea valorilor caracteristice mecanice va fi constanta) pe parcursul a 50 de cicluri incarcare - descarcare, cu deplasare impusa u_{Be} (3.4.1).
3. Rigiditatea laterala a dispozitivului IS va fi intotdeauna pozitiva.
4. Deplasarea laterala reziduala u_{BR} a dispozitivului IS, care apare la 5 sec dupa initierea testului de vibratie libera, este necesar sa satisfaca ecuatia 4.1.1. In testul de vibratie libera, amplitudinea initiala aplicata dispozitivului IS inainte de eliberare, este deplasarea de calcul in metoda capacitatii portante.

$$u_{BR} \leq 0.1 * u_B \quad (4.1.1)$$

in care : u_{BR} - deplasarea laterala reziduala a dispozitivului IS [mm];

u_B - deplasarea de calcul a dispozitivului IS conf.3.4.1 [mm].

5. Rigiditatea echivalenta si coeficientul echivalent de amortizare (K_B si h_B) nu se vor modifica la schimbarea conditiilor ambientale (temperatura sau forta de compresiune).

Comentarii :

1. In functie de tipul elementului IS aflat in discutie, valorile mecanice ale rigiditatii echivalente, coeficientului echivalent de amortizare, fortei de cedare, fortei de frecare si a coeficientului de amortizare viscoasa, pot fi folosite ca un indiciu pentru evaluarea caracteristicilor dinamice. Deoarece eficacitatea unui element IS este in final determinata de rigiditatea echivalenta K_B si de coeficientul echivalent de amortizare h_B , caracteristicile dinamice ale elementului IS sunt stabilite functie de valorile amintite. Din acest motiv se cere ca elementele IS sa fie proiectate si fabricate in mod corespunzator obtinerii unei rigiditati si amortizari variind cu $\max.\pm 10\%$ fata de valorile de calcul. Valorile medii ale rigiditatii echivalente si ale coeficientului echivalent de amortizare desemneaza media rigiditatilor echivalente K_{Bm} , respectiv media coeficientilor de amortizare h_{Bm} . Daca aceste doua valori nu variaza cu mai mult de $\pm 10\%$ fata de valorile de calcul, raspunsul structurii in acceleratii si deplasari nu va crea probleme deosebite in proiectarea cladirii. Este interzisa utilizarea unor elemente IS a caror bucla histerezis nu este stabila datorita variatiei performantelor.
2. Numarul incercarilor ciclice se stabileste la 50. Dintr-un punct de vedere conservativ, acesta este determinat ca fiind de 1,5 ori mai mare decat numarul ciclurilor care apar in timpul socului principal al cutremurului maxim credibil (considerat ca fiind de aprox.30 de cicluri). Deoarece capacitatea de disipare a energiei amortizorului poate sa se diminueze datorita cresterii temperaturii si avariilor mecanice, este necesar un test de incercari ciclice pentru a executa proba capacitatii de disipare a energiei in timpul cutremurului maxim credibil.
3. Acumularea deplasarii laterale in oricare directie trebuie evitata, pentru a nu se depasi deplasarea de cedare a elementului IS. Din acest motiv, rigiditatea laterala a elementului trebuie sa fie tot timpul pozitiva. Proiectarea si executia vor fi efectuate cu grija, pentru a se obtine rigiditatea pozitiva.
4. Deplasarea reziduala a elementului IS va fi evitata pentru a nu cauza scoaterea din exploatare a structurii. Capacitatea de revenire a elementului IS este guvernata de

valoarea u_{BR} care reprezinta deplasarea reziduala dezvoltata in 5 sec. dupa initierea testului de vibratie libera.

5. Rigiditatea echivalenta si coeficientul echivalent de amortizare vor avea valori stabile la schimbarile conditiilor de lucru, cum ar fi modificari de temperatura sau ale fortei de compresiune. In scopul asigurarii stabilitatii, vor fi considerate urmatoarele conditii de lucru (ambientale):

- a. forte in miscare (trenuri de forte) dezvoltate de incarcarile vii (variabile) si de dilatarea termica a suprastructurii;
- b. histerezisul incarcarilor ;
- c. variatia fortei verticale;
- d. variatia frecventei si vitezei vibratiei de excitatie;
- e. deplasari initiale datorate contractiei si fisurarii betonului;
- f. variatia directiei vibratiei de excitatie;
- g. schimbari de temperatura.

II. 4. 1. 3 Caracteristici statice ale dispozitivelor de izolare seismica

1. Elementele de izolare seismica vor avea o stabilitate pe termen lung, din punct de vedere al caracteristicilor mecanice si al materialelor componente. De asemenea, vor fi stabile la incarcarile ciclice dezvoltate datorita comportarii elastice a suprastructurii supuse la variatii de temperatura;
2. Elementele IS vor fi stabile la deformatiile partiale de forfecare dezvoltate sub greutatea permanenta a suprastructurii. Deformatiile partiale de forfecare vor fi calculate conf.4.2.4;
3. Deformatia din compresiune a elementelor IS din contractie asociata cu greutatea permanenta a suprastructurii, nu va depasi 5% din grosimea totala a straturilor de cauciuc. Variatia rigiditatii echivalente a elementului IS la variatia de temperatura intre -10°C si $+40^{\circ}\text{C}$, va fi de max.30%.

4. Rigiditatea laterală a elementului IS va fi suficient de mare pentru a preveni deplasările laterale excesive sub încărcări, altele decât cele seismice (vânt).

Comentarii :

1. Elementele IS adoptate pentru izolarea seismică a structurilor vor fi stabile pe termen lung, deoarece sunt supuse la condiții de mediu agresive, cum sunt: vântul, ploaia, variațiile de temperatură, radiația solară. Elementele IS trebuie selectate cu grijă din punctul de vedere al materialelor, caracteristicilor mecanice și al mentenabilității.
2. În cazurile în care încărcarea verticală este suportată de elementele IS, acestea vor fi astfel proiectate încât să nu dezvolte tensiuni de forfecare parțial excesive, produse de greutatea permanentă a suprastructurii.
3. Deoarece elementele IS suportă în mod continuu greutatea permanentă a suprastructurii, contractia acestora nu trebuie să provoace deformări locale sau fisuri ale elementelor superioare. Din acest motiv, deformarea de compresiune datorată contractiei, pe întreaga perioadă de serviciu proiectată, nu va depăși 5% din grosimea totală a straturilor de cauciuc.
4. Rigiditatea laterală a elementelor IS se cere să fie stabilă la variația temperaturii. Deoarece perioada naturală a structurii variază în funcție de variația rigidității echivalente, este posibil ca elementele IS să nu se comporte conform ipotezelor de proiectare. De aceea, variația de rigiditate echivalentă la variația de temperatură între -10°C și $+40^{\circ}\text{C}$ nu va depăși 30%. Aceasta, deoarece se cere ca variația perioadei naturale la schimbarea temperaturii să fie de max 15%. Variația de temperatură precizată mai sus este valabilă pentru zone cu climă moderată. În regiuni cu climat mai rece, se va acorda o atenție deosebită variațiilor de temperatură.
5. Elementele IS sunt supuse și încărcărilor din vânt sau din frânarea vehiculelor, în afara forțelor seismice. De aceea, elementele IS vor fi suficient de rigide pentru a rezista acestor solicitări. În acest sens, forța de cedare (sau forța de frecare în amortizorii cu frecare) a elementelor IS va fi mai mare decât forța laterală totală, exceptând

forța seismică, sau deplasarea laterală a suprastructurii calculată prin metoda analizei răspunsului, trebuie să fie suficient de mică.

II. 4. 2 Proiectarea reazemelor din cauciuc laminat

II. 4. 2. 1 Generalități

Reazemele de cauciuc adoptate în proiectarea IS vor fi alcătuite conform precizarilor din prezentul capitol și celor continute în alte norme și reglementări specifice.

Comentariu :

Suportul de cauciuc laminat poate fi folosit ca un izolator seismic sau ca dispozitiv IS de tipul combinat, adică reazem cauciuc - plumb sau reazem de cauciuc cu înaltă disipare. În ambele cazuri, reglementările cuprinse în lucrarea de față se referă la proiectarea reazemelor din cauciuc laminat utilizate ca suporturi ale suprastructurii .

II. 4. 2. 2 Materiale

1. În principiu, Atât cauciucul natural cât și cloropren - cauciucul (neopren) pot fi adoptate pentru realizarea reazemelor. Ambele materiale vor fi conforme reglementărilor normei japoneze JIS K 6386 (cauciuc pentru izolatori seismici).
2. În cazurile în care se adoptă cauciuc cu înaltă amortizare pentru realizarea reazemelor, caracteristicile acestuia vor fi studiate cu atenție din punctul de vedere al aplicabilității și al capacității de disipare a energiei.
3. Plăcile de oțel adoptate pentru executia reazemelor de cauciuc laminat vor fi conforme standardului JIS, după cum se prezintă în tab.4.2.1.

Tab.4.2.1 Standardul JIS pentru oțel utilizat la reazeme din cauciuc laminat

Standard (Japonia)	Material no.
JIS G 3101	SS400
JIS G 3141	SPCC
JIS G 3131	SPHC

Comentarii :

1. Aceste standarde fac parte din legislatia japoneza de proiectare in constructii.
2. Deoarece materialele cu compozitii speciale, precum cauciucul cu inalta amortizare, nu au fost agreate de JIS (Standardele Industriale ale Japoniei), este necesara o selectie atenta a acestora. Performantele acestor materiale vor fi testate conform reglementarilor prezente.
3. Marcile de otel specificate sunt garantate de producatorii de reazeme din cauciuc laminat. Daca se adopta alte marci de otel, performantele acestora vor trebui sa le depaseasca pe cele ale otelurilor mentionate.

II. 4. 2. 3 Caracteristicile mecanice si tensiuni admisibile

1. Caracteristici mecanice ale cauciucului

Caracteristicile mecanice ale cauciucului, adoptate in proiectarea reazemelor din cauciuc laminat sunt prezentate in tab.4.2.2.

Tab.4.2.2 Caracteristici mecanice ale cauciucului

Cauciuc	Modul de elasticitate transversal $G [N / mm^2]$	Elongatie la rupere Deformatia γ (%)
Cauciuc natural	0.80	500
	1.00	500
	1.20	400
Neopren	0.80	400
	1.00	400

2. Tensiuni admisibile in placile de otel

Tensiunile admisibile in placile de otel utilizate pentru proiectarea reazemelor de cauciuc laminat sunt prezentate in tab.4.2.3.

Tab.4.2.3 Tensiuni admisibile in placile de otel

Material No.	Pentru proiectarea seismica [N / mm ²]	Proiectare generala [N / mm ²]
SS400, SPCC, SPHC	140.00	210.00

Comentarii :

1. Relatia dintre modulul de elasticitate transversal G si deformatia de forfecare γ_u , cat si valorile acestora sunt stabilite conform normelor japoneze da calcul. Deformatia corespunzatoare elongatiei la rupere este determinata pe baza *deformatiei de expansiune* a cauciucului elastomeric, considerindu-se ca deformatia corespunzatoare elongatiei la rupere este aceeaasi cu *deformatia de expansiune* masurata in testul de expansiune (reglementat de standardul JIS K 6801). In cazurile in care se utilizeaza cauciucuri cu compozitii speciale, valorile caracteristicilor mecanice ale acestora se vor determina pe baza testelor de material.
2. Valorile sunt stabilite pe baza reglementarilor japoneze actuale. Tensiunea admisibila pentru proiectarea seismica este de 1,5 ori mai mare decat tensiunea admisibila utilizata in proiectarea generala (ipoteza Stari Limita ale Exploatarei Normale).

II. 4. 2. 4 Proiectarea reazemelor de cauciuc laminat**1. Verificarea eforturilor de compresiune**

Eforturile de compresiune dezvoltate in reazemele de cauciuc laminat vor fi verificate cu relatia (4.2.1) si (4.2.2) :

$$\sigma_{\max} \leq \sigma_{\max,a} \quad (4.2.1)$$

$$\sigma_{\max} - \sigma_{\min} \leq \Delta\sigma_a \quad (4.2.2)$$

$$\sigma_{\max} = \frac{R_{\max}}{A_{R0}} \quad (4.2.3)$$

$$\sigma_{\min} = \frac{R_{\min}}{A_R} \quad (4.2.4)$$

in care :

σ_{\max} - efortul maxim de compresiune in dispozitivul IS, estimat de relatia (4.2.3);

$\sigma_{\max,a}$ - valoarea efortului maxim de compresiune admis in dispozitivul IS
(= 8.00 N / mm²);

σ_{\min} - efortul minim de compresiune in dispozitivul IS [N / mm²], estimat cu
relatia (4.2.4);

$\Delta\sigma_a$ - amplitudinea admisibila a eforturilor de compresiune, oferita de
dispozitivul IS (= 5.00 N / mm²);

R_{\max} - forta maxima de reactiune dezvoltata in reazem (greutate proprie +
greutate utila maxima);

R_{\min} - forta minima de reactiune dezvoltata in reazem (greutate proprie +
greutate utila minima);

A_{R0} - suprafata efectiva comprimata a cauciucului laminat [mm²] este estimata
prin scaderea suprafetei intinse datorata sarcinilor ne-seismice induse, cum ar fi variatia
temperaturii; suprafata zonei comprimate A_R . A_{R0} poate fi estimata prin ec.(4.2.5) si
(4.2.6), corespunzator formei sectiunii reazemului;

A_R - suprafata comprimata a cauciucului laminat [mm²] este estimata ca fiind
suprafata placii metalice. A_R poate fi determinata cu ec.(4.2.7) sau (4.2.8), in functie de
forma sectiunii reazemului.

$$A_{R0} = (a - u_0) * b \quad (\text{sectiune ovala}) \quad (4.2.5)$$

$$A_{R0} = \frac{1}{2} \left\{ D_R^2 * \sin^{-1} \frac{(D_R^2 - u_0^2)^{\frac{1}{2}}}{D_R} - u_0 (D_R^2 - u_0^2)^{\frac{1}{2}} \right\} \quad (\text{sectiune circulara}) \quad (4.2.6)$$

$$A_R = a * b \quad (\text{sectiune dreptunghica}) \quad (4.2.7)$$

$$A_R = \frac{\prod}{4} D_R^2 \quad (\text{sectiune circulara}) \quad (4.2.8)$$

in care :

a - latimea placii metalice [mm] pe directia longitudinala a structurii;

b - latimea placii metalice [mm] pe directia transversala a structurii ;

u₀ - deplasarea de calcul a dispozitivului IS [mm] asociata cu fluajul, contractia si variatia temperaturii ;

D_R - diametrul placii metalice [mm].

2. Rigiditatea echivalenta a reazemului de cauciuc laminat

Rigiditatea echivalenta a reazemului de cauciuc laminat va fi estimata cu relatia (4.2.9) :

$$K_H = A_R * \frac{G}{\sum t_e} \quad (4.2.9)$$

in care :

K_H - rigiditatea echivalenta a reazemului de cauciuc laminat [N/mm];

A_R - zona comprimata a cauciucului laminat [mm²], considerata egala cu suprafata placii metalice ;

G - modulul de elasticitate transversal al cauciucului [N/mm²];

Σt_e - grosimea totala a straturilor de cauciuc [mm];

t_e - grosimea unui strat de cauciuc [mm].

3. Rigiditatea pe directie verticala a reazemului de cauciuc laminat

Rigiditatea reazemului de cauciuc laminat pe directie verticala va fi estimata cu relatia (4.2.10) si (4.2.11) :

$$K_{V0} = A_{R0} * \frac{E_A}{\sum t_e} \quad (4.2.10)$$

$$K_{Ve} = A_{Re} * \frac{E_A}{\sum t_e} \quad (4.2.11)$$

in care:

K_{V0} - rigiditatea pe directie verticala a reazemului de cauciuc laminat [N/mm],
estimata din zona efectiv comprimata A_{R0} ;

K_{Ve} - rigiditatea pe directie verticala a reazemului de cauciuc laminat [N/mm],
estimata din zona efectiv comprimata A_{Re} ;

A_{R0} - zona efectiv comprimata a cauciucului laminat [mm²], estimata prin scaderea zonei intinse datorata sarcinilor neseismice induse, cum ar fi variatia temperaturii, din zona comprimata A_R . A_{R0} poate fi determinata cu relatia (4.2.5) sau (4.2.6);

A_{Re} - zona efectiv comprimata a cauciucului laminat [mm²] in timpul seismelor, estimata prin scaderea zonei intinse datorata deplasarii induse de seism u_B , din zona estimata din ec.(4.2.12) si (4.2.13), corespunzator formei sectiunii reazemului.

$$A_{Re} = (a - u_B) * b \quad (\text{sectiune ovala}) \quad (4.2.12)$$

$$A_{Re} = \frac{1}{2} \left\{ D_R^2 * \sin^{-1} \frac{(D_R^2 - u_B^2)^{\frac{1}{2}}}{D_R} - u_B * (D_R^2 - u_B^2)^{\frac{1}{2}} \right\} \quad (\text{sectiune circulara}) \quad (4.2.13)$$

in care:

E_A - modulul de elasticitate al cauciucului [N / mm²], estimat prin ec.(4.2.14)...(4.2.16), conform materialului si formei cauciucului.

$$E_A = (3 + 6.58 * S^2) * G \quad (\text{cauciuc elastic, sectiune ovala}) \quad (4.2.14)$$

$$E_A = (3 + 4.935 * S^2) * G \quad (\text{cauciuc elastic, sectiune circulara}) \quad (4.2.15)$$

$$E_A = E_0 * (1 + 2K * S^2) \quad (\text{cauciuc cu amortizare mare}) \quad (4.2.16)$$

in care :

G - modulul de elasticitate transversal al cauciucului [N/mm²];

E_0 - modulul de elasticitate al cauciucului [N/mm²];

K - coeficient asociat cu duritatea cauciucului;

S - coeficient de forma estimat cu ec.(4.2.17) si (4.2.18), corespunzator formei reazemului;

$$S = \frac{A_R}{2(a+b) \cdot t_e} \quad (\text{sectiune ovala}) \quad (4.2.17)$$

$$S = \frac{D_R}{4t_e} \quad (\text{sectiune circulara}) \quad (4.2.18)$$

in care :

a, b - dimensiunile placii metalice [mm] pe directie longitudinala si transversala ;

D_R - diametrul placii metalice [mm];

Σt_e - grosimea totala a straturilor de cauciuc [mm];

t_e - grosimea unui strat de cauciuc [mm];

u_B - deplasarea de calcul a dispozitivului IS [mm].

4. Verificarea la deplasari laterale

Deplasarile laterale ale reazemului de cauciuc laminat vor fi verificate cu ec. (4.2.19) si ec. (4.2.20) :

$$u_0 \leq \gamma_{0a} \cdot \Sigma t_e \quad (4.2.19)$$

$$u_B \leq \gamma_{Ba} \cdot \Sigma t_e \quad (4.2.20)$$

in care:

u₀ - deplasarea de calcul a dispozitivului IS [mm], asociata cu fluajul, contractia si variatia temperaturii;

γ_{0a} - efortul admisibil de forfecare al cauciucului, exceptind durata seismului (= 0.7);

u_B - deplasarea de calcul a dispozitivului IS [mm];

γ_{Ba} - deformatia admisibila de forfecare a cauciucului pe durata unui cutremur (1.5 pentru *Metoda coeficientului seismic* si 2.5 pentru *Metoda capacitatii portante*);

Σt_e - grosimea totala a straturilor de cauciuc [mm];

t_e - grosimea unui strat de cauciuc [mm].

5. Verificarea la flambaj

Verificarea la flambaj se executa cu relatia (4.2.21) :

$$\sigma_c < \sigma_{cRa} \quad (4.2.21)$$

in care:

σ_c - efortul mediu de compresiune al dispozitivului IS, datorat sarcinilor verticale [N/mm²];

σ_{cRa} - efortul admisibil de compresiune al dispozitivului IS la flambaj, estimat cu ec.(4.2.22) :

$$\sigma_{cRa} = G * S * \frac{\alpha}{f_s} \quad (4.2.22)$$

in care :

G - modulul de elasticitate transversal al cauciucului [N/mm²];

S - coeficient de forma, estimat cu ec.(4.2.17) si (4.2.18), corespunzator formei sectiunii cauciucului ;

α - raportul dintre latura mai scurta a sau b a placii metalice si grosimea totala a straturilor de cauciuc Σt_c ($a/\Sigma t_c$ sau $b/\Sigma t_c$);

f_s - coeficient de siguranta (=2.5).

6. Verificarea deformatiei locale din forfecare

Deformatia locala din forfecare a cauciucului laminat va fi verificata cu relatia (4.2.23):

$$(\gamma_c + \gamma_R + \gamma_S) \leq \frac{\gamma_u}{f_s} \quad (4.2.23)$$

in care :

γ_c - deformatia locala din forfecare a cauciucului, datorata sarcinilor verticale, estimata cu ec.(4.2.24) si (4.2.25) :

$$\gamma_c = K_C * S * \frac{\delta_v}{\sum t_e} \quad (4.2.24)$$

$$\gamma_c = K_C * S * \frac{\delta_{lv}}{\sum t_e} \quad (4.2.25)$$

γ_R - deformatia locala din forfecare a cauciucului, datorata rotatiilor impuse stratului de cauciuc, estimate cu ec.(4.2.26) si (4.2.27) in functie de forma sectiunii cauciucului :

$$\gamma_R = \frac{2(1+\beta)^2}{\beta^2} \times S^2 \times \alpha_e \quad (\text{sectiune ovala}) \quad (4.2.26)$$

$$\gamma_R = 6 * S^2 * \alpha_e \quad (\text{sectiune circulara}) \quad (4.2.27)$$

γ_S - deformatia locala din forfecare a cauciucului, datorata deplasarilor laterale, estimata cu ec.(4.2.28) si (4.2.29) :

$$\gamma_S = \frac{u_0}{\sum t_e} \quad (\text{exceptind durata seismelor}) \quad (4.2.28)$$

$$\gamma_S = \frac{u_B}{\sum t_e} \quad (\text{pe durata seismelor}) \quad (4.2.29)$$

γ_U - alungirea relativa la rupere a cauciucului, prezentata in tab.4.2.2;

K_C - constanta ce corespunde formei sectiunii (= 8.5 pentru sectiune ovala si 6.0 pentru sectiune circulara);

S - coeficient de forma estimat cu relatia (4.2.17) si (4.2.18) in functie de forma sectiunii;

$\sum t_e$ - grosimea totala a straturilor de cauciuc [mm];

t_e - grosimea unui strat de cauciuc [mm];

δ_v - deplasarea pe verticala a dispozitivului IS [mm], exceptind seismele, estimata cu ec.(4.2.30) :

$$\delta_v = \frac{R_{\max}}{K_{v0}} \quad (4.2.30)$$

R_{\max} - reactiunea maxima realizata pe reazem (greutate proprie + sarcina utila maxima);

K_{v0} - rigiditatea pe directie verticala a reazemului de cauciuc laminat [N/mm] estimata din zona efectiv comprimata A_{R0} ;

δ_{v0} - deplasarea verticala a dispozitivului IS in timpul unui cutremur [mm], estimata cu ec.(4.2.31) :

$$\delta_{ve} = \frac{R_d}{K_{ve}} \quad (4.2.31)$$

R_d - reactiunea datorata greutatii proprii [N];

K_{ve} - rigiditatea pe directie verticala a reazemului de cauciuc laminat [N/mm], estimata din zona efectiv comprimata A_{Re} ;

β - raportul dintre latura pe directia transversala si cea pe directia longitudinala a placii metalice ;

α_e - rotirea impusa unui strat de cauciuc ;

f_s - coeficient de siguranta la forfecare locala a cauciucului, prezentat in tab.4.2.4 :

Tab.4.2.4 Coeficient de siguranta la forfecare locala a cauciucului

	Coeficient de siguranta
Exceptand durata seismelor	2.5
Pentru Metoda Coeficientului Seismic	1.8
Pentru Metoda Capacitatii Portante	1.2

7. Eforturi dezvoltate in placa metalica

Eforturile dezvoltate in placa metalica se vor verifica cu ec.(4.2.32) si (4.2.33) :

$$\sigma_S \leq \sigma_{Sa} \quad (4.2.32)$$

$$\sigma_S = \sigma_C * \frac{t_c}{t_s} \quad (4.2.33)$$

in care :

σ_S - efortul de intindere in placa metalica [N/mm²];

σ_{Sa} - efortul de intindere admisibil in placa metalica [N/mm²];

σ_C - efortul mediu de compresiune al dispozitivului IS datorat sarcinilor verticale [N/mm²] . In calcule se va adopta $\sigma_C = \sigma_{max}$;

t_s - grosimea placii metalice [mm].

In cazurile in care placa metalica este gaurita, verificarea eforturilor, prezentata mai sus, se va executa pentru suprafata efectiva a placii metalice. Suprafata gaurilor nu va fi luata in considerare.

Comentarii :

1. Amplitudinea admisibila a eforturilor de compresiune suportate de dispozitivul IS este determinata de ec. (4.2.2), astfel incat se obtine o rezistenta corespunzatoare la oboseala din eforturi de compresiune datorate sarcinilor utile.

2. Ec.(4.2.9) estimeaza rigiditatea echivalenta a reazemului de cauciuc laminat pe directia laterala, presupunind ca reazemul va realiza o deformatie datorata fortei laterale.
3. Deformatia de forfecare admisibila este de 70% pentru calcule obisnuite, 150% pentru metoda coeficientului seismic si 250% pentru metoda capacitatii portante. Deformatia de forfecare admisibila adoptata in metoda capacitatii portante este determinata pe baza domeniului elastic in relatia $P - \delta$ a reazemului de cauciuc laminat, realizat din cauciuc natural sau cloropren-cauciuc (neopren). Aceasta se datoreaza faptului ca reazemul trebuie sa se afle in domeniul elastic chiar si in timpul cutremurului maxim posibil. In cazul utilizarii pentru reazem a unui tip special de cauciuc, cum ar fi cauciucul cu amortizare inalta (care se comporta neliniar la deformatii laterale), efortul de forfecare admisibil va fi determinat pe baza unui domeniu stabilit cu atentie di diagrama $P - \delta$.
4. Conform reglementarilor in vigoare, dimensiunile sunt determinate pentru a se evita flambajul. Conform acestor norme, care iau in considerare caracteristicile materialului si sarcinile de proiectare, probabilitatea de flambaj trebuie verificata pe baza teoriei elasticitatii.
5. Deformatia locala din forfecare dezvoltata pe muchia reazemului de cauciuc laminat, datorata sarcinilor verticale, laterale si deformatiilor din rotiri, va fi mentinuta in domeniul admisibil. In prezentul manual, deformatiile locale din forfecare sunt verificate dupa metoda uzuala. Deoarece reazemele de cauciuc laminat sunt o componenta importanta a dispozitivului IS, deformatia locala de forfecare va fi verificata atat la sarcini uzuale cat si seismice.
6. Efortul de intindere din placa metalica este estimat pe baza efortului maxim de compresiune realizat in cauciuc.

II. 4. 3 Proiectarea reazemelor de cauciuc cu plumb

II. 4. 3. 1 Generalitati

Proiectarea reazemelor de cauciuc cu plumb va asigura o marja de siguranta la eforturile si deformatiile induse de sarcinile de calcul, inclusiv a celor seismice.

Atat sarcina de curgere cat si rigiditatea secundara a reazemelor de cauciuc cu plumb, vor fi determinate astfel incat sa se obtina flexibilitatea si capacitatea de disipare a energiei necesara.

Comentarii :

Un reazem de cauciuc cu plumb este un tip de dispozitiv IS care utilizeaza cauciuc laminat si plumb. Este realizat prin introducerea unei bare de plumb intr-o gaura plasata in centrul cauciucului laminat. In general, cauciucul laminat are un modul de forfecare de 0.80 - 1.20 N/mm² iar plumbul folosit are o puritate de cel putin 99.90 %.

Cauciucul laminat lucreaza ca izolator si ca reazem pentru suprastructura. Miezul de plumb lucreaza ca amortizor si, pe baza comportarii sale plastice, absoarbe energia seismica indusa.

II.4.3.2 Caracteristicile dinamice ale reazemelor de cauciuc cu plumb

1. Model analitic liniar echivalent

Rigiditatea echivalenta si raportul amortizarii echivalente a reazemelor de cauciuc cu plumb adoptate in modelul analitic liniar echivalent, vor fi estimate cu ec.(4.3.1) si, respectiv (4.3.2) :

$$\mathbf{K_B} = \frac{A_R * G * \gamma_e + A_p * q}{u_{Be}} \quad (4.3.1)$$

$$\mathbf{h_B} = \frac{2Q_B * \left\{ u_{Be} + \frac{Q_d}{(K_2 - K_1)} \right\}}{\Pi * u_{Be} (Q_d + u_{Be} * K_2)} \quad (4.3.2)$$

in care:

$\mathbf{K_B}$ - rigiditatea echivalenta a reazemului IS [N / mm], fig.4.3.1 ;

$\mathbf{h_B}$ - raportul de amortizare echivalent al reazemului IS, prezentat in fig.4.3.1 ;

$\mathbf{u_{Be}}$ - deplasarea efectiva de calcul a reazemului IS [mm], fig.4.3.1 ;

$\mathbf{Q_d}$ - sarcina de curgere a reazemului IS [N], fig.4.3.1, estimata prin ec.(4.3.7) ;

$\mathbf{K_1}$ - rigiditatea initiala a reazemului Is [N / mm], fig.4.3.1, estimata prin ec.(4.3.8) ;

$\mathbf{K_2}$ - rigiditatea secundara [N / mm], estimata prin ec.(4.3.9) ;

A_R - zona comprimata a cauciucului [mm^2] calculata prin diferenta dintre suprafata placii metalice si suprafata sectiunii miezului de plumb ;

G - modulul de elasticitate transversal al cauciucului [N/mm^2] ;

γ - deformatia de forfecare efectiv indusa in cauciuc , estimata prin ec.(4.3.3) ;

$$\gamma = \frac{u_{Be}}{\sum t_e} \quad (4.3.3)$$

Σt_e - grosimea totala a straturilor de cauciuc [mm] ;

t_e - grosimea unui strat de cauciuc [mm] ;

q - efortul de forfecare dezvoltat in miezul de plumb [N/mm^2], estimat cu ec.(4.3.4)...(4.3.6).

$$q = - 283.6\gamma^2 + 183.8\gamma + 85.0 \quad (0 \leq \gamma \leq 0.5) \quad (4.3.4)$$

$$q = 28.3\gamma^2 - 128.1\gamma + 163.0 \quad (0.5 \leq \gamma \leq 2.0) \quad (4.3.5)$$

$$q = 20 \quad (2.0 < \gamma \leq 2.5) \quad (4.3.6)$$

2. Model analitic neliniar

Sarcina de curgere, rigiditatea initiala si cea secundara a reazemelor de cauciuc cu plumb, adoptate pentru modelul analitic biliniar, vor fi estimate prin ec.(4.3.7)...(4.3.9) :

$$Q_d = A_p * q_0 \quad (4.3.7)$$

$$K_1 = 6.5 * K_2 \quad (4.3.8)$$

$$K_2 = F - Q_d / u_B \quad (4.3.9)$$

FORTA LATERALA

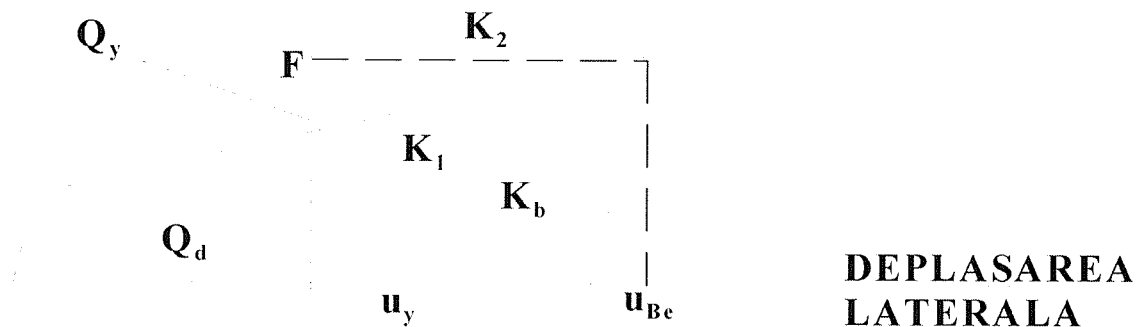


Fig.4.3.1 Bucla histeretica a reazemului cauciuc - plumb

in care :

A_p - suprafata sectiunii miezului de plumb [mm^2] ;

q_0 - efortul de forfecare dezvoltat in miezul de plumb (= 8.50 N/mm^2), corespunzator sarcinii de curgere Q_d a reazemului IS, fig.4.3.1 ;

Q_d - sarcina de curgere a reazemului IS [N], fig.4.3.1, estimata cu ec.(4.3.7) ;

K_1 - rigiditatea initiala a reazemului IS [N/mm], fig.4.3.1, estimata cu relatia (4.3.8);

K_2 - rigiditatea secundara [N/mm], fig.3.4.1, estimata cu relatia (4.3.9);

u_{Be} - deplasarea efectiva de calcul a reazemului IS [mm], fig.3.4.1 ;

F - forta de forfecare maxima suportata de reazemul IS fara a se distruge [N], estimata cu ec. (4. 3.10) :

$$F = A_R * G * \gamma + A_p * q \quad (4.3.10)$$

A_R - suprafata comprimata de cauciuc [mm²], estimata prin diferenta dintre aria placii metalice si cea a miezului de plumb ;

G - modulul de elasticitate transversal al cauciucului [N/mm²] ;

γ - deformatia de forfecare efectiv indusa in cauciuc, estimata cu ec.(4.3.3) ;

q - efortul de forfecare dezvoltat in miezul de plumb [N/mm²], estimat cu ec.(4.3.4)...(4.3.6).

Comentarii :

1. Rigiditatea echivalenta si raportul de amortizare echivalent al reazemelor de cauciuc cu plumb sunt determinate presupunind ca relatia sarcina laterala - deplasare laterala poate fi idealizata corect prin modelul biliniar, dupa cum se arata in cap. 2.
2. Sarcina de curgere si rigiditatea secundara a reazemelor de cauciuc cu plumb sunt determinate pe baza rezultatelor experimentale.

II. 4. 3. 3. Caracteristicile statice ale reazemelor de cauciuc cu plumb

Fora de forfecare laterala indusa in reazemele de cauciuc cu plumb prin deformatii statice

datorate fluajului, contractiei si variatiilor de temperatura, este estimata cu ec.(4.3.11) :

$$F_S = 0.2Q_d + K_B * u_s \quad (4.3.11)$$

in care :

F_S - forta de frecare laterala indusa in dispozitivul IS prin deformatie statica [N] ;

Q_d - sarcina de curgere a reazemului IS estimata cu ec.(4.3.7);

K_B - rigiditatea echivalenta a reazemului de cauciuc laminat (rigiditatea cauciucului) [N/mm], estimata cu ec.(4.3.12) :

$$K_B = A_R * \frac{G}{\sum t_e} \quad (4.3.12)$$

u_s - deplasarea laterala a reazemului IS [mm] datorata fluajului, contractiei si variatiei de temperatura.

Comentarii :

In cazul deformatiilor statice, forta inregistrata la deplasarea laterala a miezului de plumb este mult mai mica decat sarcina de curgere Q_d , datorita fluajului. Coeficientul aplicat fortei inregistrate in raport cu sarcina de curgere este de 0.2, conform testelor realizate in Noua Zeelanda.

II.4.3.4 Forma miezului de plumb

Se recomanda ca forma sectiunii miezului de plumb sa fie circulara. Dimensiunile vor fi conforme prevederilor ec (4.3.13) :

$$1.25 \leq H_p / D_p \leq 5.0 \quad (4.3.13)$$

in care :

H_p - inaltimea efectiva a miezului de plumb [mm] egala cu grosimea totala a straturilor de cauciuc ;

D_p - diametrul miezului de plumb [mm].

Comentarii :

Confinarea miezului de plumb de catre cauciucul laminat scade odata cu cresterea inaltimii acestuia. Pe de alta parte, reducerea inaltimii miezului conduce la deformarea capetelor acestuia in forma de sfera. Restrictiile dimensionale sunt datorate imposibilitatii restabilirii caracteristicilor reazemelor in ambele cazuri de mai sus. Daca ec.(4.3.13) nu poate fi respectata prin utilizarea unui singur miez de plumb, se recomanda folosirea a mai multe miezuri de plumb. Testele au confirmat ca utilizarea mai multor miezuri nu reduce capacitatea de deformare in comparatie cu reazemele cu un singur miez.

II.4.4 Proiectarea reazemelor de cauciuc cu amortizare inalta

II.4.4.1 Generalitati

Proiectarea reazemelor de cauciuc cu amortizare inalta va asigura rezistenta la eforturile si deformatiile induse de sarcinile de calcul, inclusiv cele seismice. Atat rigiditatea echivalenta cat si raportul de amortizare echivalent vor fi astfel determinate incat sa se obtina capacitatile de flexibilitate si amortizare a energiei, necesare pentru proiectarea dispozitivului IS.

Comentarii :

Deoarece aceste reazeme sunt realizate din cauciuc cu amortizare inalta, care are capacitate proprie de disipare a energiei, lucreaza ca un tip combinat de reazem IS.

Relatiile sarcina laterala - deplasare laterala ale reazemelor de cauciuc cu amortizare inalta depind de deformatiile din forfecare realizate in cauciuc. De aceea, rigiditatea echivalenta si raportul de disipare echivalent vor fi evaluate atent, luandu-se in considerare efectul deformatiilor de forfecare.

II. 4. 4. 2 Caracteristicile dinamice ale reazemelor de cauciuc cu amortizare inalta

1. Model analitic liniar echivalent

Rigiditatea echivalenta si raportul de amortizare echivalent, adoptate pentru modelul analitic

liniar echivalent, pot fi estimate cu ec.(4.4.1) si, respectiv (4.4.2) :

$$K_B = \frac{A_R * G(\gamma)}{\sum t_e} \quad (4.4.1)$$

$$h_B = b_0 + b_1 * \gamma + b_2 * \gamma^2 + \dots + b_i * \gamma^i \quad (4.4.2)$$

unde :

K_B - rigiditatea echivalenta a reazemului IS [N/mm], fig.4.4.1 ;

A_R - zona comprimata a cauciucului [mm²];

$\sum t_e$ - grosimea totala a straturilor de cauciuc [mm];

$G(\gamma)$ - modulul de forfecare al cauciucului [N/mm²], estimat cu ec.(4.4.3);

$$G(\gamma) = a_0 + a_1 * \gamma + a_2 * \gamma^2 + \dots + a_i * \gamma^i \quad (4.4.3)$$

a_j - coeficientul de modificare a modulului de forfecare asociat cu efectul deformatiilor de forfecare;

γ^i - deformatia efectiva din forfecare a cauciucului, estimata cu ec.(4.4.4);

$$\gamma^i = \frac{u_{Be}}{\sum t_e} \quad (4.4.4)$$

h_B - raportul de amortizare echivalent al reazemului IS;

b_i - coeficient al raportului de amortizare echivalent asociat cu efectul deformatiilor de forfecare;

u_{Be} - deplasarea efectiva de calcul a reazemului IS [mm] ara in 3.4.1.

2. Model analitic nelinier

Rigiditatea initiala, rigiditatea secundara si sarcina de curgere, adoptate pentru modelul

analitic nelinier, sunt estimate cu ec.(4.4.5)...(4.4.8) :

$$K_1 = A_R * \frac{G_1}{\sum t_e} \quad (4.4.5)$$

$$K_2 = A_R * \frac{G_2}{\sum t_e} \quad (4.4.6)$$

$$Q_d = A_R * \tau_d \quad (4.4.7)$$

$$Q_y = A_R * \tau_y \quad (4.4.8)$$

in care :

K_1 - rigiditatea initiala a reazemului IS [N/mm], fig.4.4.1;

K_2 - rigiditatea secundara [N/mm], fig.4.4.1 ;

Q_d - sarcina de curgere a reazemului IS [N], fig.4.4.1 ;

Q_y - forta de curgere a reazemului IS [N], fig.4.4.1 ;

A_R - aria comprimata a cauciucului laminat [mm²] ;

G_1 - modulul de forfecare al cauciucului laminat [N/mm²], corespunzator rigiditatii initiale a reazemului IS, estimat cu ec.(4.4.9) :

$$G_1 = \frac{C(\gamma_M) - \frac{\Pi}{2} * h_B + C(\gamma_M) * \frac{\Pi}{2} * h_B}{C(\gamma_M) - \frac{\Pi}{2} * h_B} \quad (4.4.9)$$

$$C(\gamma_M) = c_0 + c_{1\gamma M} + c_{2\gamma M}^2 + \dots + c_{k\gamma M}^k \quad (4.4.10)$$

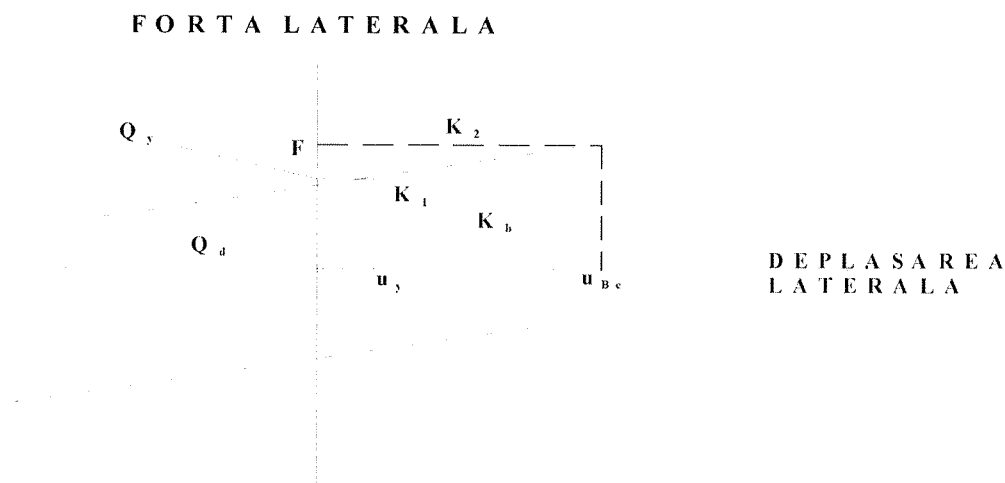


Fig.4.4.1 Bucla de histerezis a reazemului din cauciuc cu amortizare inalta

in care :

γ_M - deformatia maxima a cauciucului cu amortizare inalta pe o curba histeretica constanta, adoptata pentru modelul de analiza neliniara;

$C(\gamma_M)$ - coeficient dependent de deformatia de forfecare a cauciucului cu amortizare inalta ;

c_k - coeficient al $C(\gamma_M)$ asociat cu efectul deformatiei de forfecare ;

G_2 - modulul de forfecare al cauciucului cu amortizare inalta $[N/mm^2]$ corespunzator rigiditatii secundare a reazemului IS, estimat cu ec.(4.4.11) :

$$G_2 = (1 - C(\gamma_M)) * G(\gamma_M) \quad (4.4.11)$$

τ_y - efortul tangential de curgere al reazemului IS, estimat cu ec.(4.4.12) :

$$\tau_y = \frac{G_1}{G_1 - G_2} * \tau_d \quad (4.4.12)$$

τ_d - efortul tangential al reazemului IS $[N/mm^2]$ corespunzator deformatiei de forfecare nula, estimat cu ec.(4.4.13) :

$$\tau_d = \tau_M * C(\gamma_M) \quad (4.4.13)$$

τ_M - efortul tangential echivalent $[N/mm^2]$ estimat cu ec.(4.4.14) :

$$\tau_M = G(\gamma_M) * \gamma_M \quad (4.4.14)$$

Comentarii :

Modulul de forfecare si raportul de amortizare echivalent al cauciucului cu amortizare inalta, adoptate pentru evaluarea rigiditatii echivalente, arata o mare neliniaritate dependenta de

deformatia de forfecare. De aceea, acestea sunt determinate cu ec.(4.4.2) si (4.4.3), utilizand deformatia de forfecare γ . De asemenea, modulul de forfecare si raportul amortizarii echivalente depind de histerezisul incarcarii. Aceasta dependenta arata ca modulul de forfecare asociat cu o anumita deformatie din forfecare, variaza in functie de deformatia maxima anterioara. De exemplu, in fig.C.4.4.1 se compara modulul transversal al cauciucului cu amortizare inalta care a suportat prima oara o deformatie de forfecare de 100% cu cel al cauciucului care are o deformatie de 100% la o sarcina de 200%. Aceasta arata ca modulul de forfecare al cauciucului cu amortizare inalta se micsoreaza sub influenta histerezisului incarcarii. Din punctul de vedere expus mai sus, modulul de forfecare este determinat ca o medie a modulului a doua tipuri de cauciuc cu amortizare inalta : cauciuc care a fost incarcat la o deformatie de 200% si cauciuc care nu a fost supus la aceasta sarcina.

Raportul de amortizare echivalent al cauciucului cu amortizare inalta are, de asemenea, o usoara dependenta de histerezisul incarcarii. Ec.(4.4.2) prezinta raportul amortizarii echivalente ca o medie intre reazemele care au fost si cele care nu au fost incarcate cu o sarcina ce a condus la o deformatie de forfecare de 200%. Coeficientii a_j si b_i din ec.(4.4.2) si (4.4.3) vor fi determinati pe baze experimentale deoarece variaza in functie de tipul de cauciuc.

Ecuatiile care reprezinta modelul analitic nelinier sunt definite in urmatoarele conditii :

- 1) Rigiditatea modelului bilinier este aceeaasi cu rigiditatea echivalenta a curbei histeretice curente ;
- 2) Rigiditatea secundara G_2 a modelului bilinier este similara cu rigiditatea dedusa prin unirea punctului de curgere (Q_d) si punctul deplasarii maxime ;
- 3) Rigiditatea initiala G_1 este determinata in asa fel incat raportul de amortizare al modelului bilinier sa fie acelasi cu cel al curbei histeretice curente.

$C(\gamma)$ in ec.(4.4.10) reprezinta raportul intre valoarea Q_M si sarcina de curgere Q_d . Q_M este valoarea incarcarii corespunzatoare deplasarii maxime.

$$C(\gamma) = Q_d / Q_M \quad (C.4.4.1)$$

$$Q_M = G(\gamma) * \gamma \quad (C.4.4.2)$$

Avand in vedere conditia 2) mentionata mai sus, rezulta :

$$G_2 * \gamma = Q_M - Q_d \quad (C.4.4.3)$$

Ec.(4.4.11) poate fi dedusa din ec.(C.4.4.2) si (C.4.4.3). Ecuatia (4.4.9) poate fi dedusa din conditia 3) mentionata mai sus.

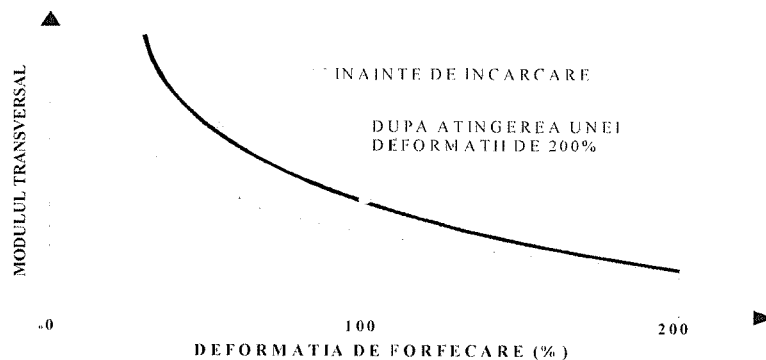


Fig.C.4.4.1 Relatia dintre modulul de forfecare si deformatia de forfecare

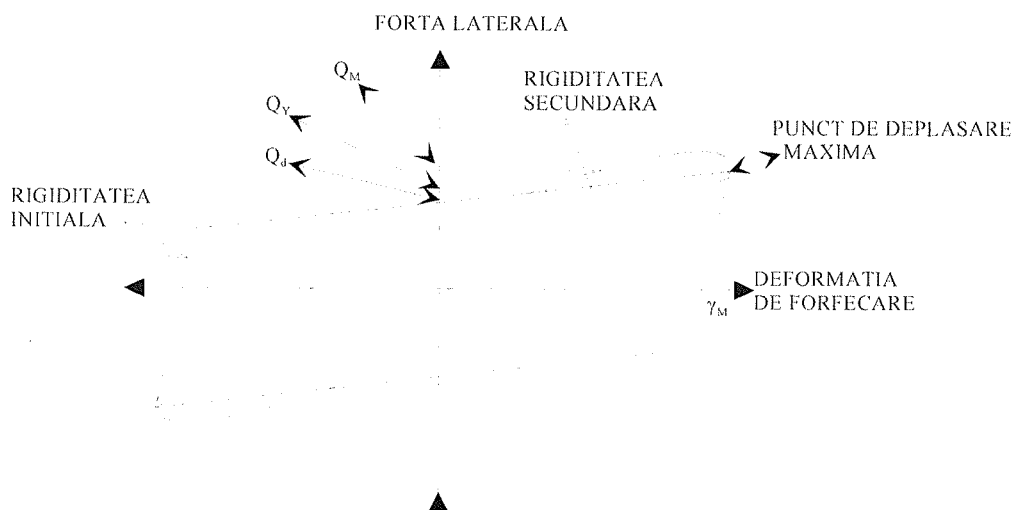


Fig.C4.4.2 Modelul biliniar al cauciucului cu amortizare înalta

II.4.4.3 Caracteristicile statice ale reazemelor de cauciuc cu amortizare inalta

Forta taietoare laterala, indusa in reazemele de cauciuc cu amortizare inalta de deformatia statica datorata fluajului, contractiei si variatiei de temperatura, va fi estimata cu ec. (4.4.15) :

$$F_S = K_S * u_S \quad (4.4.15)$$

in care :

F_S - forta taietoare laterala [N] indusa in reazemul IS de catre deformatia statica;

K_S - rigiditatea echivalenta [N/mm] in sarcini statice, estimata cu ec. (4.4.16) :

$$K_S = A_R * \frac{G_S}{\sum t_e} \quad (4.4.16)$$

u_S - deplasarea laterala dezvoltata in reazemul IS [mm], asociata cu fluajul, contractia si variatia temperaturii ;

A_R - aria comprimata a cauciucului cu amortizare inalta [mm²] ;

G_S - modulul de forfecare al cauciucului [N/mm²] in regim static ;

$\sum t_e$ - grosimea totala a straturilor de cauciuc [mm].

Comentarii :

Rigiditatea echivalenta a reazemelor de cauciuc cu amortizare inalta depinde de viteza incarcarii. In general, asociata cu deformatia statica, rigiditatea echivalenta devine mai mica decat cea calculata cu ec. (4.4.1).

Modulul de forfecare G_S al cauciucului, asociat cu deformatia statica, va fi determinat pe baza testelor experimentale, datorita diferentelor legate de tipul de cauciuc.

II.4.5 Proiectarea amortizorilor metalici

II.4.5.1 Generalitati

Proiectarea amortizorilor metalici va trebui sa asigure protectia la deformatii ciclice alternante induse de sarcinile de calcul inclusiv cele seismice. Atat rigiditatea echivalenta cat si deplasarea de curgere a amortizorilor din otel vor fi determinate in scopul obtinerii unei capacitati de disipare a energiei corespunzatoare cerintelor proiectarii dispozitivelor IS.

Comentarii :

Amortizorii metalici utilizeaza deformatia plastica pentru absorbtia energiei seismelor si in limitarea deplasarilor laterale dezvoltate in reazemele de cauciuc laminat. Au fost realizate numeroase tipuri de amortizori metalici care suporta deplasari laterale mari si un mare numar de cicluri de incarcare.

II.4.5.2 Caracteristicile dinamice ale amortizorilor metalici

1. Modelul analitic liniar echivalent

Rigiditatea echivalenta si raportul de amortizare echivalent al dispozitivului IS vor fi estimate cu ec.(4.5.1) si (4.5.2) :

$$K_B = \frac{Q_d}{u_{Be}} + K_2 \quad (4.5.1)$$

$$h_B = \frac{2 * Q_d * \left\{ u_{Be} + \frac{Q_d}{(K_2 - K_1)} \right\}}{\Pi * u_{Be} * (Q_d + u_{Be} * K_2)} \quad (4.5.2)$$

unde :

K_B - rigiditatea echivalenta [N/mm] a dispozitivului IS, fig.4.5.1;

h_B - raportul de amortizare echivalent;

Q_d - sarcina de curgere [N], fig.4.5.1, estimata cu ec.(4.5.3);

K_1 - rigiditatea initiala [N/mm] estimata cu ec.(4.5.5);

K_2 - rigiditatea secundara [N/mm] estimata cu ec.(4.5.6);

u_{Be} - deplasarea efectiva de calcul [mm] a dispozitivului IS prezentata in 3.4.1.

FORȚA LATERALĂ



**Fig. 4. 5. 1 Bucla histeretică a dispozitivului IS alcătuit din
amortizor de oțel și cauciuc laminat**

2. Model analitic neliniar

Sarcina de curgere, rigiditatea inițială și cea secundară a dispozitivului IS, adoptate pentru modelul analitic neliniar, vor fi estimate cu ec. (4.5.3)...(4.5.6) :

$$Q_d = Q_y (1 - K_2 / K_1) \quad (4.5.3)$$

$$Q_y = u_y \cdot K_1 \quad (4.5.4)$$

$$K_1 = K_d + K_H \quad (4.5.5)$$

$$K_2 = K_H \quad (4.5.6)$$

unde :

Q_d - sarcina de curgere [N] a dispozitivului IS, fig.4.5.1;

Q_y - forța de curgere [N], fig.4.5.1;

u_y - deplasarea de curgere a amortizorului metalic [mm];

K_d - rigiditatea elastică [N/mm] a amortizorului metalic, pe direcție orizontală;

K_H - rigiditatea echivalentă [N/mm] a cauciucului laminat;

K_1 - rigiditatea inițială [N/mm];

K_2 - rigiditatea secundară [N/mm].

Comentarii :

1. Rigiditatea echivalentă și raportul echivalent de amortizare a dispozitivului IS care conține un amortizor metalic și un izolator, este reglementată pentru cazurile în care curba histeretică a încărcării poate fi idealizată cu un model biliniar, după cum se arată în pct.(2) de mai sus.
2. Forța de curgere Q_y , deplasarea la curgere u_y și rigiditatea elastică a dispozitivului IS se vor determina pe baza testelor experimentale ale amortizorului metalic, datorită diferențelor generate de formă și materialul utilizat în amortizor.

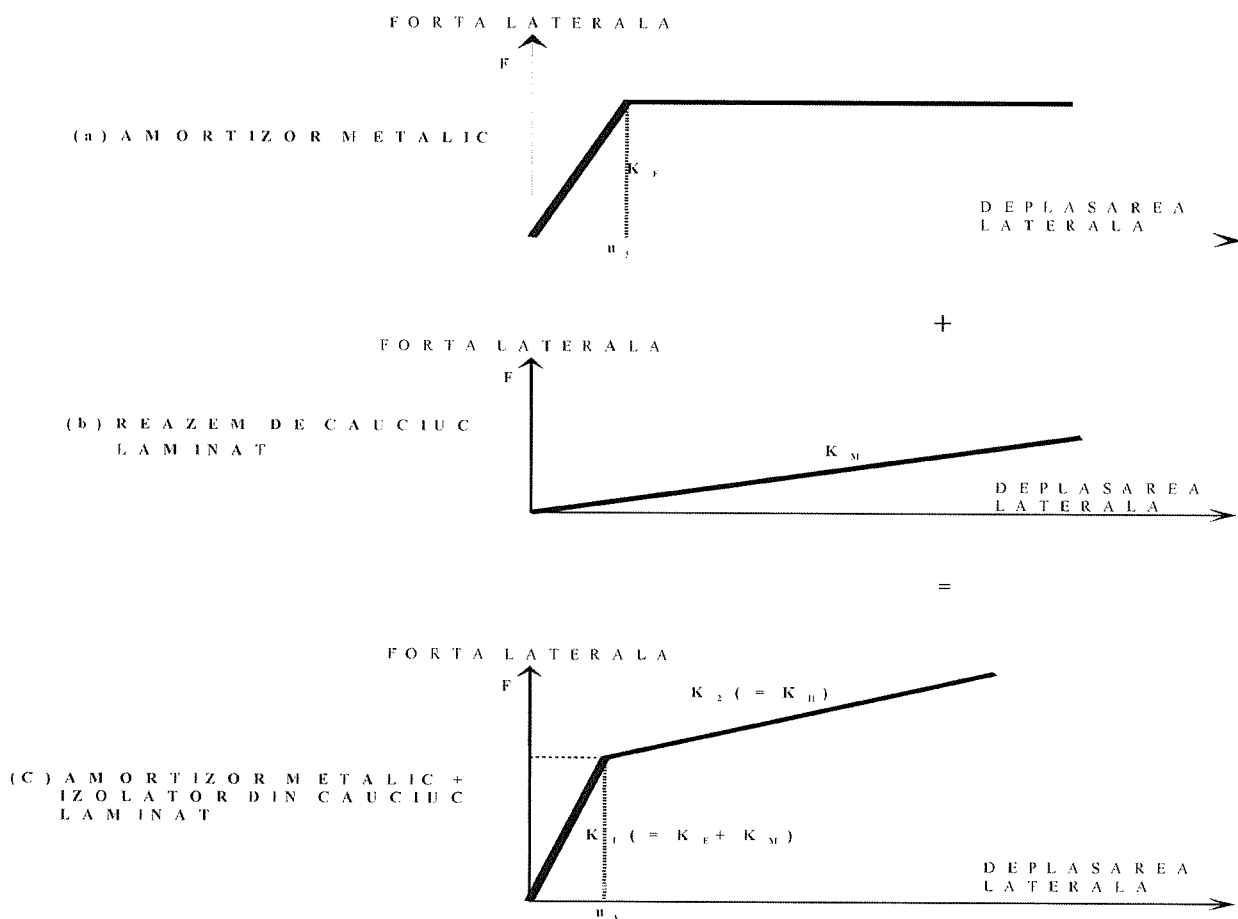


Fig.C.4.5.1 Caracteristici de revenire ale reazemului și amortizorului

Dupa cum se arata in fig.C.4.5.1, caracteristicile de restabilire ale dispozitivului pot fi estimate prin sumarea caracteristicilor de revenire ale amortizorului de otel si cele ale izolatorului de cauciuc. Caracteristicile de revenire ale dispozitivului IS pot fi, in general, idealizate printr-un model biliniar.

Rigiditatea initiala a dispozitivului IS poate fi estimata prin sumarea rigiditatii elastice a amortizorului metalic cu cea a reazemului de cauciuc laminat. Rigiditatea secundara poate fi estimata prin sumarea rigiditatii plastice a amortizorului cu rigiditatea echivalenta a reazemului de cauciuc. In general, rigiditatea plastica a amortizorului este suficient de mica pentru a adopta ca rigiditate secundara numai rigiditatea echivalenta a reazemului de cauciuc.

II . 4. 5. 3 Caracteristicile statice ale amortizoarelor metalice

Forta taietoare laterala indusa in dispozitivul IS de deformatiile statice datorate fluajului, contractiei si variatiei de temperatura, va fi similara cu valorile caracteristice dinamice stabilite in 4.5.2.

Comentarii :

Caracteristicile amortizorului si ale reazemului arata o dependenta redusa fata de viteza de deformare. De aceea, caracteristicile dinamice stabilite in 4.5.2 pot fi adoptate si pentru cele statice.

II. 4. 6 Proiectarea amortizorilor cu frictiune

II. 4. 6. 1 Generalitati

Proiectarea amortizorilor cu frictiune va asigura protectia impotriva deformatiilor ciclic - alternante induse de sarcinile de calcul, inclusiv cele seismice. Forta de frecare a amortizorilor cu frictiune va fi determinata corespunzator obtinerii capacitatilor de disipare a energiei cerute de proiectarea dispozitivelor IS.

Comentarii :

In amortizorii cu frictiune, energia seismica poate fi disipata ca energie de frecare. In general, amortizorii cu frictiune sunt folositi impreuna cu izolatori cum ar fi reazemele de cauciuc

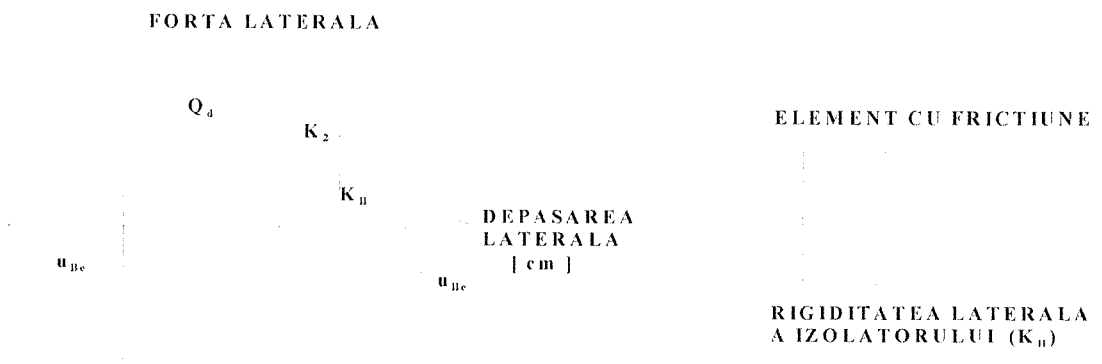
laminat. Caracteristicile dispozitivului IS realizat dintr-un amortizor cu fricțiune și un izolator, pot fi idealizate printr-un model biliniar.

II. 4. 6. 2 Caracteristicile dinamice ale amortizorului cu fricțiune

1. Modelul analitic liniar echivalent

Rigiditatea echivalentă și raportul echivalent de amortizare ale dispozitivului IS, care este o combinație între un amortizor cu fricțiune și un izolator, pot fi estimate prin următoarea procedură :

- (a) Cazurile în care caracteristicile forței de revenire a dispozitivului IS pot fi modelate printr-un model biliniar tip A, fig.4.6.1(a) :



(a) Model biliniar tip A

(b) Model structural (tip I)

Fig.4.6.1 Model biliniar tip A și model structural

În figura de mai sus :

$$K_B = \frac{Q_d}{u_{Be}} + K_2 \quad (4.6.1)$$

$$h_B = \frac{2 * Q_d}{\Pi(Q_d + K_2 * u_{Be})} \quad (4.6.2)$$

in care :

K_B - rigiditatea echivalenta [N / mm] a dispozitivului IS;

h_B - coeficientul echivalent de amortizare ;

Q_d - sarcina de curgere [N] estimata cu ec.(4.6.7);

u_{Be} - deplasarea de calcul efectiva [mm] a dispozitivului IS, prezentata in 3.4.1;

K_2 - rigiditatea secundara [N / mm] estimata cu ec.(4.6.6).

(a) Cazurile in care caracteristicile fortei de restabilire a dispozitivului IS pot fi modelate printr-un model biliniar tip B, fig.4.6.2(a) :

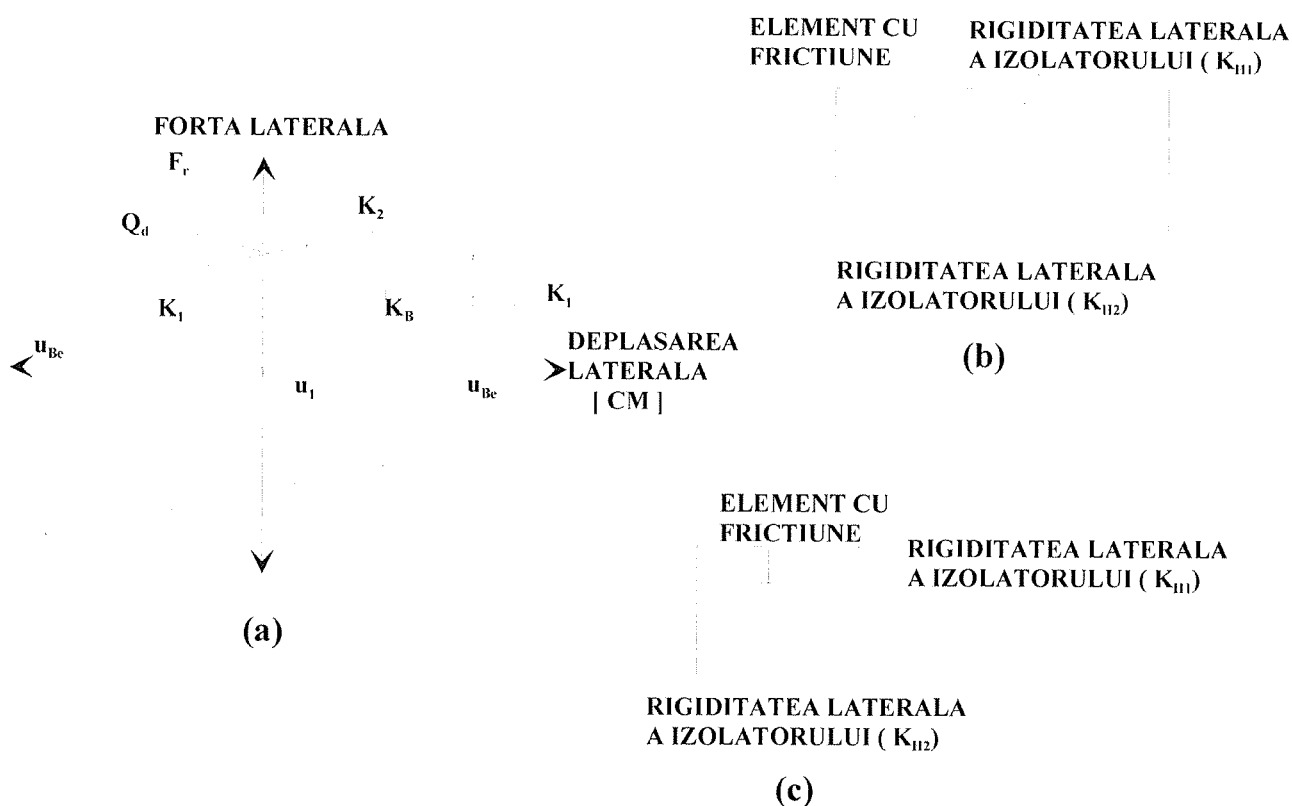


Fig. 4. 6. 2 (a) Model biliniar tipB

(b) Model structural (tip II)

(c) Model structural (tip III)

In figura de mai sus :

$$K_B = \frac{Q_d}{u_{Be}} + K_2 \quad (4.6.3)$$

$$h_B = \frac{2 * Q_d \left\{ u_{Be} + \frac{Q_d}{(K_2 - K_1)} \right\}}{\Pi * u_{Be} (Q_d + K_2 * u_{Be})} \quad (4.6.4)$$

in care :

K_B - rigiditatea echivalenta [N / mm] a dispozitivului IS;

h_B - raportul de amortizare echivalent;

Q_d - sarcina de curgere a dispozitivului IS [N], estimata cu ec.(4.6.11) si ec. (4.6.15) corespunzator modelului structural tip II (fig.4.6.2.(b)) si tip III (fig.4.6.2.(c)), respectiv;

u_{Be} - deplasarea efectiva de calcul [mm] prezentata in 3.4.1;

K_1 - rigiditatea initiala a dispozitivului IS [N / mm] estimata cu ec.(4.6.9) si ec.(4.6.13) corespunzator modelului structural tipII (fig.4.6.2.(b)) si tip III (fig.4.6.2.(c));

K_2 - rigiditatea secundara [N / mm] estimata cu ec.(4.6.10) si (4.6.14) corespunzator modelului structural tip II sau tipIII.

2. Modelul analitic neliniar

Rigiditatea initiala, rigiditatea secundara si sarcina de curgere a dispozitivului IS vor fi estimate astfel :

(a) In cazul modelului biliniar de curba histeretica tip A :

$$K_1 = \infty \quad (4.6.5)$$

$$K_2 = K_{II} \quad (4.6.6)$$

$$Q_d = F_r \quad (4.6.7)$$

in care :

K_1 - rigiditatea initiala a dispozitivului IS [N / mm];

K_2 - rigiditatea secundara [N / mm];

K_{H1} - rigiditatea [N / mm] pe directie orizontala a izolatorului;

Q_d - sarcina de curgere [N] a dispozitivului IS;

F_r - forta de frecare dezvoltata in amortizorul cu frictiune [N] estimata cu ec.(4.6.8) ;

$$F_r = \mu * R \quad (4.6.8)$$

μ - coeficientul cinetic de frecare al amortizorului;

R - sarcina verticala [N] permisa pe suprafata de frecare a amortizorului.

(b) In cazul modelului biliniar de curba histeretica tip B si a modelului structural tip II, se aplica urmatoarele ecuatii :

$$K_1 = K_{H1} + K_{H2} \quad (4.6.9)$$

$$K_2 = K_{H2} \quad (4.6.10)$$

$$Q_d = F_r - u_1 * K_2 \quad (4.6.11)$$

in care :

K_1 - rigiditatea initiala [N / mm] a dispozitivului IS;

K_2 - rigiditatea secundara [N / mm];

K_{H1}, K_{H2} - rigiditatea laterala a celor doi izolatori prezentati in fig.4.6.2.(b);

u_1 - deplasarea laterala [mm] realizata de dispozitiv inainte de lunecarea fetei de frecare, estimata cu ec.(4.6.12) :

$$u_1 = F_r / K_1 \quad (4.6.12)$$

(c) In cazul modelului de curba histeretica tip B si a modelului structural tip III :

$$K_1 = K_{H1} \quad (4.6.13)$$

$$K_2 = \frac{1}{\left(\frac{1}{K_{H1}}\right) + \left(\frac{1}{K_{H2}}\right)} \quad (4.6.14)$$

$$Q_d = F_r - u_1 * K_2 \quad (4.6.15)$$

in care :

K_{H1}, K_{H2} - rigiditatea laterala a celor doi izolatori prezentati in fig.4.6.2.(c);

u_1 - deplasarea laterala [mm] inainte de lunecarea suprafetei de frecare, estimata cu ec.(4.6.16) :

$$u_1 = F_r / K_1 \quad (4.6.16)$$

Comentarii :

- (1) In general, caracteristicile de revenire ale dispozitivului IS, compus dintr-un amortizor cu frictiune si un izolator, pot fi idealizate cu un model biliniar . Deoarece tipul de model biliniar poate varia in functie de combinatia amortizor metalic - izolator, in acest manual au fost luate in considerare trei tipuri de modele structurale : tipul I - fig.4.6.1.(b), tipul II - fig.4.6.2(b) si tipul III - fig.4.6.2.(c). Este reglementata evaluarea, pe baza celor trei tipuri de modele structurale, a rigiditatii echivalente si raportului de amortizare echivalent pentru fiecare model biliniar. Deoarece modelele structurale tip II si III pot fi idealizate prin acelasi model biliniar, sunt luate in considerare doar doua modele biliniare : tip A - fig.4.6.1.(a) si tip B -fig.4.6.2.(a).
- (2) Modelul structural tip I reprezinta o combinatie intre un amortizor cu frictiune si un izolator, plasate in paralel. Deoarece izolatorul nu intra in lucru decat dupa ce are loc o alunecare in amortizor, rigiditatea initiala a modelului biliniar tip A este infinita. Rigiditatea secundara a modelului tip A poate fi evaluata ca rigiditatea laterala a izolatorului. Tipurile II si III de modele structurale reprezinta combinatii intre un amortizor cu frictiune si doi izolatori, dupa cum se prezinta in fig.4.6.2.(b) si 4.6.2.(c). Pentru tipul II de model structural, rigiditatea initiala a modelului biliniar tip B poate fi estimata prin sumarea rigiditatii laterale a celor doi

izolatori. Rigiditatea secundara este egala cu rigiditatea izolatorului plasat in paralel cu amortizorul. Pentru tipul III de model structural, rigiditatea initiala a modelului biliniar tip B poate fi evaluata ca rigiditatea izolatorului plasat in serie cu amortizorul. Rigiditatea secundara poate fi evaluata pe baza rigiditatii laterale a izolatorilor plasati in serie.

II.4.6.3 Caracteristicile statice ale izolatorilor cu frictiune

Fora laterala indusa in amortizorul cu frictiune prin deformatie statica, ca rezultat al fluajului, contractiei si variatiei de temperatura, va fi estimata cu ec. (4.6.17) sau ec. (4.6.18) :

- (a) Pentru cazurile in care deplasarea datorata fluajului, contractiei sau variatiei de temperatura nu determina alunecarea suprafetei de frecare :

$$F_S = u_s * K_1 \quad (4.6.17)$$

- (b) Pentru cazurile in care deplasarea laterala determina o alunecare a suprafetei de frecare :

$$F_S = \mu_s * R + (u_s - u_{s1}) * K_2 \quad (4.6.18)$$

in care :

F_S - forta laterala [N] dezvoltata in dispozitivul IS de catre deformatia statica ;

u_s - deplasarea laterala [mm] asociata cu fluajul, contractia si variatia de temperatura ;

K_1 - rigiditatea initiala [N / mm] estimata cu ec.(4.6.5);

μ_s - coeficientul de frecare al dispozitivului IS supus sarcinilor statice;

R - sarcina verticala [N] admisa pe suprafata de frecare a amortizorului;

u_{s1} - deplasarea laterala [mm] realizata inainte de alunecarea suprafetei de frecare, estimata cu ec.(4.6.19) :

$$u_{s1} = \mu_s * \frac{R}{K_1} \quad (4.6.19)$$

K_2 - rigiditatea secundara [N / mm] estimata cu ec.(4.6.6).

Comentarii :

Coeficientul de frecare al amortizorului va fi determinat experimental, conform reglementarilor in vigoare, deoarece depinde de viteza de deformare.

II. 4. 7 Proiectarea amortizorilor vascosi

II. 4. 7. 1 Generalitati

Proiectarea amortizorilor vascosi va asigura protectia la deformatii ciclic - alternante induse de sarcinile de calcul, inclusiv cele seismice. Forta negativa a amortizorilor vascosi va fi determinata in scopul obtinerii capacitatii de disipare a energiei cerute de proiectarea dispozitivelor IS.

Comentarii :

Energia seismica poate fi disipata intr-un amortizor vascos utilizand forta aparuta ca urmare a vitezei relative intre partea superioara si cea inferioara a amortizorului.

Deoarece capacitatea de reabilitare este mica la amortizoarele viscoase, ele se folosesc in general, impreuna cu reazeme de cauciuc laminat.

II. 4. 7. 2 Caracteristicile dinamice ale amortizoarelor viscoase

Rigiditatea echivalenta si coeficientul echivalent de amortizare ale dispozitivului IS, care este o combinatie de amortizor vascos si reazem de cauciuc laminat, vor fi estimate cu ec.(4.7.1) si cu ec. (4.7.2) :

$$K_B = K_H \quad (4.7.1)$$

$$h_B = \frac{C_{eq}}{2 \left(R * \frac{K_B}{g} \right)^{\frac{1}{2}}} \quad (4.7.2)$$

$$C_{eq} = F_{max} / v_{max} \quad (4.7.3)$$

$$F_{max} = K * e^{-at} * v_{max} \quad (4.7.4)$$

$$v_{max} = \frac{2\pi * u_{Be}}{T} \quad (4.7.5)$$

in care :

K_B - rigiditatea echivalenta [N / mm] a dispozitivului IS, fig.4.7.1;

h_B - raportul echivalent de amortizare;

K_H - rigiditatea echivalenta [N / mm] a reazemului de cauciuc laminat, fig.4.7.1, estimata in cap.4.2.4 ;

C_{eq} - coeficientul de viscozitate echivalenta a amortizorului [N*sec/mm], estimat cu ec.(4.7.3) ;

R - sarcina verticala suportata de dispozitivul IS [N];

g - acceleratia gravitacionala;

F_{max} - forta negativa [N] aparuta in amortizor in timpul deformatiei cu viteza maxima de calcul, estimata cu ec.(4.7.5);

k - coeficient asociat cu materialul vascos, estimat pe baza testelor experimentale ale dispozitivului

t - temperatura materialului vascos [°C];

a,b - coeficienti asociati materialului vascos, estimati pe baza testelor experimentale ;

v_{max} - viteza maxima de calcul [mm/sec] a dispozitivului IS ;

u_{Be} - deplasarea efectiva de calcul [mm] prezentata in 3.4.1;

T - perioada naturala a structurii [sec].

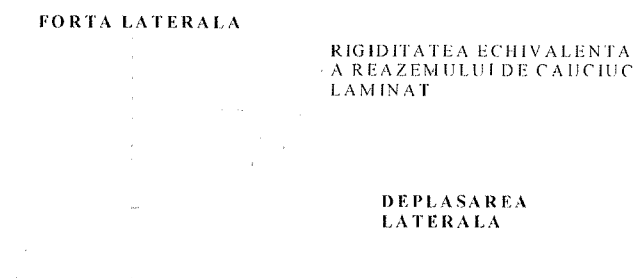


Fig. 4. 7. 1 Bucla histeretica a dispozitivului IS alcătuit dintr-un amortizor vascos și un reazem din cauciuc laminat

Comentarii :

Deoarece, în general, rigiditatea elastică a amortizorului vascos este mică, rigiditatea echivalentă a dispozitivului IS este considerată cea a reazemului de cauciuc laminat. În cazurile în care rigiditatea amortizorului vascos nu este neglijabilă, este necesară luarea ei în considerare.

Relația sarcină laterală - deplasare laterală are o formă eliptică, fig.4.7.1. Relația forță de reacțiune - viteză maximă relativă între partea superioară și cea inferioară a amortizorului, are o formă parabolică, fig.C.4.7.1. Presupunind o relație liniară, coeficientul de viscozitate este estimat de ec.(4.7.3). Deoarece coeficientul de viscozitate estimat de ec.(4.7.3) este mai mic decât în realitate, proiectarea dispozitivului IS are astfel o marjă de siguranță.

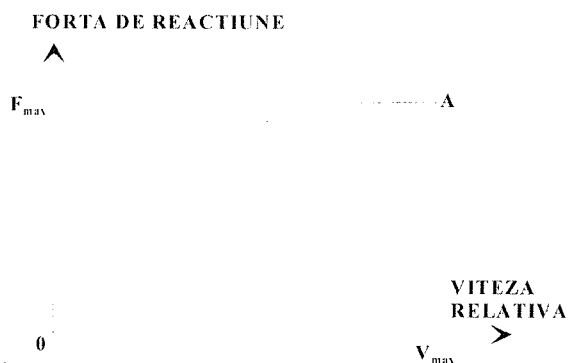


Fig.c.4.7.1 Exemplu de relație între forța de reacțiune și viteză relativă a disipatorului vascos

II. 4. 7. 3 Caracteristicile statice ale amortizorilor vascosi

Forța de reacțiune indusă în amortizor de deformarea statică datorată fluajului, contractiei sau variației de temperatură, poate fi considerată egală cu zero.

Comentarii :

Caracteristicile amortizorilor vascosi depind de viteza relativă dintre partea superioară și cea inferioară a amortizorului. Deoarece viteza relativă datorată fluajului, contractiei sau variației de temperatură este, în general, mai mică de 0.0001 - 0.0005 mm/sec, forța de reacțiune generată de această viteză relativă, este neglijabilă.

II. 4. 8 Proiectarea amortizorilor cu role

II. 4. 8. 1 Generalități

Proiectarea amortizorilor cu role va asigura protecția la eforturile și deformările induse de sarcinile de calcul, inclusiv cele seismice. Rigiditatea echivalentă și coeficientul echivalent de amortizare al amortizorilor cu role vor fi determinate din condiția de a asigura capacitatea de disipare a energiei cerută de proiectarea IS.

Comentarii :

Suprastructura poate fi izolată utilizând role de înaltă rezistență. Energia seismică poate fi disipată folosind cauciuc cu amortizare înaltă dispus între reazemul inferior și placa de bază. Rotarea părții superioare poate fi absorbită cu ajutorul cauciucului laminat.

II. 4. 8. 2 Proiectarea rolelor de înaltă rezistență

- (1) În principiu, rolele de înaltă rezistență se vor realiza din oțel C-13B.
- (2) Numărul de role adoptat pentru amortizorii cu role va fi un număr par, mai mare ca patru.
- (3) Rezistența rolelor va fi verificată cu ec.(4.8.1) și (4.8.2) :

$$q \leq k_2 \cdot r \quad (4.8.1)$$

$$q = R_i / l \quad (4.8.2)$$

in care :

q - forta de compresiune pe rola pe unitate de lungime [N / mm];

k_2 - coeficient de incarcare admisibila a rolor [N / mm²];

$$k_2 = 310 \quad \text{pentru } (H_B \geq 217) \quad (4.8.3)$$

$$k_2 = 980 \quad \text{pentru } (H_B \geq 475) \quad (4.8.4)$$

r - raza rolei [mm];

l - lungimea de contact a rolei [mm];

R_i - sarcina verticala corespunzatoare unei role [N].

Comentarii :

- (1) Otelul C-13B este recomandat pentru rolele cu inalta duritate. Ingredientii chimici si caracteristicile mecanice ale otelului C-13B sunt cerute conform reglementarilor in vigoare.
- (2) Numarul de role este par si mai mare ca patru, deoarece este necesar ca sarcina verticala sa fie repartizata uniform pe fiecare rola.

II. 4. 8. 3 Caracteristicile dinamice ale amortizorilor cu role

(1) Modelul analitic liniar echivalent

Rigiditatea echivalenta si coeficientul de amortizare echivalent ale dispozitivului IS, adoptate pentru acest model, vor fi estimate cu ec.(4.4.1) si (4.4.2).

(2) Modelul analitic neliniar

Rigiditatea initiala, rigiditatea secundara si sarcina de curgere adoptate pentru acest model vor fi estimate cu ec.(4.4.5) ... (4.4.7).

Comentarii :

Caracteristicile dinamice ale amortizorului cu role pot fi estimate pe baza caracteristicilor de revenire ale rolei si cauciucului cu amortizare inalta. Deoarece forta de revenire a rolei, care este forta de frecare dezvoltata in jurul rolei, este redusa, in general aceasta este neglijata.

Deoarece caracteristicile dinamice ale amortizorului cu role depind doar de cauciucul cu amortizare inalta, se reglementeaza estimarea caracteristicilor pe baza cap.4.4.2.

II. 4. 8. 4 Caracteristicile statice ale amortizorilor cu role

Fora taietoare, laterala, indusa in amortizoare de catre deformatia statica datorata fluajului, contractiei si variatiei de temperatura, va fi estimata cu ec.(4.4.15) - cap.4.4.3. , dat fiind ca forta de frecare dezvoltata in jurul rolei este neglijabila in raport cu forta de restaurare dezvoltata in cauciucul cu amortizare inalta.

CAP. III PACHET DE TESTE EXPERIMENTALE PENTRU VALIDAREA
CARACTERISTICILOR MECANICE
ALE DISPOZITIVELOR DE IZOLARE SEISMICA

III. 1 Generalitati

- (1) In principiu, se cere ca dispozitivele de izolare seismica sa se comporte corespunzator la testele reglementate prin acest capitol.
- (2) Testele de atestare vor fi selectate in conformitate cu caracteristicile de disipare a energiei, ale dispozitivelor de izolare seismica.

Comentarii :

- (1) Deoarece dispozitivele de izolare seismica sunt componente structurale importante pentru orice structura proiectata prin metoda izolarii seismice, vor trebui sa realizeze performantele presupuse in timpul efectuarii calculelor. De aceea, functiunile si caracteristicile prevazute in proiectarea dispozitivelor IS, vor fi validate pe baza incercarilor de atestare, care sunt selectate in functie de tipul dispozitivului IS, din toate testele reglementate in acest capitol.

Testele de atestare vor fi standardizate in conformitate cu capacitatile dispozitivelor IS, insa, acestea variaza in functie de caracteristicile structurii si de tipul de izolator. De aceea, in acest capitol, testele pentru fiecare tip de dispozitiv sunt standardizate, presupunand ca sunt adaptate la structurile cu dispozitive IS standardizate.

Multe din caracteristicile dispozitivelor IS, adoptate la izolarea structurilor, nu necesita testari. Nu este necesara verificarea, pe baza testelor obisnuite de materiale, a tuturor caracteristicilor imaginabile. Se vor determina cu atentie partile din dispozitivele IS care vor fi supuse testelor, pe baza functiilor atribuite si a tipului de caracteristici necesar a fi verificate.

In acest capitol este reglementat domeniul admisibil pentru fiecare caracteristica statica sau dinamica prezentata in cap.II.4.1.2 si, respectiv, II.4.1.3.

Pentru caracteristicile mecanice ale dispozitivelor, excluzand rezistenta, durabilitatea si siguranta, dispozitiile din acest capitol prezinta, in special, valorile recomandate.

Indiferent de cat sunt de complicate caracteristicile mecanice, este posibila luarea lor, corecta in considerare, in proiectare, daca sunt clarificate prin teste aprobate.

(2) Desi sunt variate tipuri de mecanisme de disipare a energiei pentru dispozitivele IS, se desprind urmatoarele tipuri principale :

- a. Tip dependent de deplasare;
- b. Tip forta de frecare;
- c. Tip dependent de viteza.

In acest capitol sunt prezentate testele de atestare care corespund acestor trei tipuri de mecanisme de disipare a energiei. Daca, in viitorul apropiat, vor fi realizate alte mecanisme de disipare a energiei, va fi necesara dezvoltarea unor teste de atestare corespunzatoare noului mecanism.

III. 2 Teste de atestare pentru confirmarea performantelor la sarcini dinamice

III. 2. 1 Generalitati

Pentru confirmarea caracteristicilor dinamice ale dispozitivelor IS sunt necesare urmatoarele teste (reglementate in 4. 1. 2. II):

1. Teste de atestare a rigiditatii echivalente K_B si a coeficientului de amortizare echivalent h_B ;
2. Teste de atestare a stabilitatii la 50 de cicluri armonice alternante cu deplasarea de calcul u_B , adoptata pentru metoda capacitatii portante;
3. Teste de atestare a deplasarii remanente;
4. Teste de atestare a stabilitatii la variatia conditiilor de mediu, cum ar fi variatia temperaturii si a conditiilor de incarcare.

Este necesara confirmarea prin teste a urmatoarelor cerinte :

- a. Stabilitatea la cicluri alternante;
- b. Stabilitatea la histerezisul incarcarii;
- c. Stabilitatea la variatia efortului de compresiune;
- d. Stabilitatea la variatia vitezei de incarcare;

- e. Stabilitatea la deplasari initiale permise inainte de incarcare;
- f. Stabilitatea la variatia de temperatura.

Comentarii :

In cap. 4.1.2 sunt prezentate patru tipuri de teste de atestare a caracteristicilor dinamice ale dispozitivelor IS. Deoarece cateva teste nu pot fi aplicate la unele dispozitive, este importanta o selectie corecta a testelor de verificare. Testele ce confirma stabilitatea la variatia conditiilor de mediu, sunt urmatoarele :

(1) Stabilitatea la cicluri alternante

Sunt cateva tipuri de dispozitive IS la care rigiditatea echivalenta K_B si coeficientul de amortizare echivalent h_B au variatii in timpul ciclurilor alternante de incarcare datorate cutremurelor. Daca aceste valori specifice variaza mult in cursul unui cutremur, raspunsul dinamic al cladirii poate fi diferit de cel presupus in proiectare. De aceea, acest test este reglementat pentru a confirma domeniul de variatie a acestor valori la cicluri alternante de incarcare.

(2) Stabilitatea la histerezisul incarcarii

Exista cateva tipuri de dispozitive IS ale caror valori specifice variaza fata de cele initiale dupa efectuarea unor cicluri alternante de incarcare. Daca aceste valori variaza in functie de numarul de cutremure, estimarea raspunsului dinamic al structurii pentru un cutremur dat este dificila. De aceea, acest test are rolul de a confirma domeniul de variatie a valorilor specifice in functie de histerezisul incarcarii.

(3) Stabilitatea la variatia efortului de compresiune

Datorita erorilor de constructie si a tasarii infrastructurii, sarcina verticala atribuita dispozitivului IS poate varia fata de sarcina originala, presupusa prin proiect.

(4) Stabilitatea la variatia vitezei de incarcare

Deformatia dispozitivelor este produsa de sarcini seismice cu diferite viteze de incarcare pe durata cutremurelor.

(5) Stabilitatea la deplasari initiale permise inainte de incarcare

In plus fata de sarcina seismica, deplasările ciclic alternante datorate variatiilor de temperatura sunt suportate de catre dispozitivele IS in regim static. Pentru o serie de dispozitive IS, caracteristicile dinamice variaza in functie de deformatia statica avuta inainte de cutremur. Daca proprietatile dinamice variaza mult, raspunsul dinamic al structurii poate fi diferit de cel presupus la proiectare. Acest test confirma domeniul de variatie a caracteristicilor dinamice datorat deplasarii initiale.

(6) Stabilitatea la variatia de temperatura

Temperatura ambientala in zona de amplasare a dispozitivelor IS variaza, in general, cu anotimpurile. Acest test este prevazut pentru a confirma performantele dispozitivelor de izolare la schimbari de temperatura.

III.2.2. Teste de confirmare a rigiditatii echivalente si a procentului de amortizare echivalent

(1) Dispozitive IS dependente de deplasare

Asupra dispozitivului IS se vor aplica 10 cicluri de incarcari armonice (ciclic - alternante) pana la deplasarea u_{Be} , care este deplasarea efectiva de calcul in metoda capacitatii portante.

Aceasta incercare se va executa in urmatoarele conditii :

- temperatura mediului de incercare va fi de 20° C;
- incarcare verticala corespunzatoare tensiunilor de compresiune de calcul;
- frecventa incarcarii va fi aceea corespunzatoare perioadei naturale a structurii, stabilita

conf. II. 3. 5. Valoarea medie a rigiditatii echivalente si valoarea medie a coeficientului de

amortizare echivalent al dispozitivului de izolare, pot fi estimate cu relatia (3.2.1) si (3.2.2), avand la baza rezultatele experimentale :

$$K_{Bm} = \frac{1}{7} \sum_{j=4}^{10} K_{Bj} \quad (3.2.1)$$

$$h_{Bm} = \frac{1}{7} \sum_{j=4}^{10} h_{Bj} \quad (3.2.2)$$

in care : K_{Bm} - valoarea medie a rigiditatii echivalente a dispozitivului IS [N/mm];

h_{Bm} - valoarea medie a coeficientului de amortizare echivalent ;

K_{Bj} - rigiditatea echivalenta a dispozitivului IS, supus ciclului j de incarcare ($j=1...10$), estimata cu ec .(3. 4. 3. II), [N/mm];

h_{Bj} - coeficientul de amortizare echivalent al dispozitivului IS, supus ciclului j de incarcare ($j = 1...10$), estimat cu ec.(3. 4. 4. II).

Valorile medii ale rigiditatii echivalente si a coeficientului de amortizare echivalent, nu se vor abate cu mai mult de $\pm 10\%$ fata de valoarea de proiectare.

(2) Dispozitive de izolare cu frictiune

Asupra dispozitivului IS se vor aplica 10 cicluri de incarcari armonice (ciclic - alternante) pana la deplasarea u_{Be} , care este deplasarea efectiva de calcul in metoda capacitatii portante.

Aceasta incercare se va executa in urmatoarele conditii :

- temperatura mediului de incercare va fi de 20°C;
- incarcare verticala corespunzatoare tensiunilor de compresiune de calcul;
- frecventa incarcarii va fi aceea corespunzatoare perioadei naturale a structurii, stabilita conform ec. (II. 3. 5.).

Valoarea medie a factorului de frecare al dispozitivului IS se va stabili, pe baza rezultatelor experimentale, cu ec.(3.2.3):

$$\mu_m = \frac{1}{7} \sum_{j=4}^{10} \mu_j \quad (3.2.3)$$

in care : μ_m - valoarea medie a factorului de frecare al dispozitivului IS [N*sec/mm];

μ_j - factorul de frecare al dispozitivului IS, in timpul ciclului j de incarcare ($j=1...10$) [N*sec/mm].

Rigiditatea echivalenta si coeficientul de amortizare echivalent al dispozitivului IS, care se pot estima prin intermediul valorii medii a factorului de frecare, nu se vor abate cu mai mult de $\pm 10\%$ fata de valorile de calcul.

(3) Dispozitive IS dependente de viteza de incarcare

Asupra dispozitivului IS se vor aplica 10 cicluri de incarcari armonice (ciclic - alternante) pana la deplasarea u_{Be} , care este deplasarea efectiva de calcul in metoda capacitatii portante.

Aceasta incercare se va executa in urmatoarele conditii :

- temperatura mediului de incercare va fi de 20°C;
- incarcare verticala corespunzatoare tensiunilor de compresiune de calcul;
- frecventa incarcarii va fi aceea corespunzatoare perioadei naturale a structurii, stabilita conform ec. (II. 3. 5.)

Valoarea medie a coeficientului de amortizare vascoasa a dispozitivului IS se va calcula cu ec. (3. 2 .4):

$$C_m = \frac{1}{7} \sum_{j=4}^{10} C_j \quad (3.2.4)$$

in care :

C_m - valoarea medie a coeficientului de amortizare vascoasa a dispozitivului IS [N*sec/mm];

C_j - coeficientul de amortizare vascoasa a dispozitivului IS supus ciclului j de incarcare ($j = 1...10$) [N*sec/mm].

Rigiditatea echivalenta si coeficientul de amortizare echivalent al dispozitivului IS, care se pot estima prin intermediul valorii medii a coeficientului de amortizare vascoasa, nu se vor abate cu mai mult de $\pm 10\%$ fata de valorile de calcul.

(4) Cu privire la paragrafele (1) - (3) de mai sus, amortizorul si izolatorul facind parte din dispozitivul IS, pot fi incercate separat in cazurile in care functiile indeplinite de acestea se pot considera independente una fata de cealalta.

Comentarii

Sunt stabilite procedurile pentru testele de confirmare ale caracteristicilor dinamice ale dispozitivelor IS aratate in (II. 4. 1. 2.). Este necesar sa se dovedeasca faptul ca valorile specifice ale fiecarui tip de dispozitiv IS nu depasesc cu mai mult de 10% valorile specifice considerate in calcul.

Valorile specifice sunt urmatoarele :

- Rigiditatea echivalenta si coeficientul echivalent de amortizare pentru dispozitivele IS dependente de deplasare;
- Factorul de frictiune pentru dispozitivele IS cu frictiune;
- Coeficientul de amortizare vascoasa pentru dispozitivele IS dependente de viteza de incarcare.

Sunt stabilite conditiile de incarcare, atat pentru temperatura ambientala cat si pentru incarcarea verticala, care va corespunde tensiunilor de compresiune de calcul. Dispozitivele IS care vor fi utilizate in conditii de temperaturi joase, vor fi testate acordindu-se o maxima atentie conditiilor naturale. Amortizorii si izolatorii corespunzatori tipului necombinat de dispozitiv IS, vor fi tratati separat, cu utilizarea fortelor verticale corespunzatoare, daca acestea au fost stabilite printr-un calcul anterior.

S-a stabilit ca deplasarea laterala u_{Be} - deplasarea efectiva de calcul - sa fie utilizata la testarea dispozitivelor IS, deoarece rigiditatea echivalenta si coeficientul de amortizare echivalent sunt calculate functie de u_{Be} . Frecventa de incarcare a fortelor armonice (ciclic - alternante) va fi stabilita corespunzator perioadei naturale a structurii.

Se poate intimpla necesitatea catorva cicluri de incarcare - descarcare pentru stabilizarea rigiditatii si a coeficientului de amortizare. De aceea, valorile specifice se vor estima pe baza bucelor histeretice din ciclurile 4 - 10, neglijindu-se ciclurile 1-3.

III. 2. 3. Teste pentru confirmarea stabilitatii la 50 de cicluri de incarcare ciclic alternanta cu deplasarea de proiectare " u_B "

Dispozitivele de izolare trebuie sa reziste la degradarile structurale provocate de cele 50 de cicluri de incarcare ciclic alternanta cu deplasarea laterala u_B , care este deplasarea de proiectare adoptata in metoda capacitatii portante (II. 3. 4. 1). Aceste teste vor fi executate in urmatoarele conditii: temperatura mediului 20°C , forta verticala corespunzatoare tensiunilor de compresiune de calcul, frecventa de incarcare de 0.5 Hz.

Comentarii

Este stabilita procedura pentru confirmarea caracteristicilor dinamice ale dispozitivelor IS aratate in (II. 4. 1. 2). Deoarece temperatura de 20°C a fost determinata pe baza temperaturilor medii de cod, se recomanda ca aceasta valoare sa fie stabilita in concordanta cu conditiile locale de lucru. Desi frecventa de incarcare este stabilita la 0.5 Hz, aceasta poate fi scazuta pana la 0.1 Hz, in functie de performantele aparaturii de incercare.

Degradarea structurala a dispozitivului IS se refera la nivelul de degradare care poate avea efect asupra performantelor de izolare si disipare a energiei.

III. 2. 4. Teste pentru confirmarea deplasarii reziduale

Deplasarea de proiectare u_B care a fost adoptata in metoda capacitatii portante (3.4.1) va fi aplicata dispozitivului IS ca deformatie initiala. Aceasta incercare va fi executata in urmatoarele conditii: temperatura mediului 20°C , forta verticala corespunzatoare tensiunilor de compresiune de calcul. Deplasarea reziduala u_{BR} este definita ca deplasarea dezvoltata in

dispozitivul IS după 5 sec. de la anularea deformatiei initiale. Deplasarea reziduala u_{BR} va satisface ec. (II.4.1.1.).

Comentarii

Este stabilita procedura pentru confirmarea caracteristicilor dinamice ale dispozitivelor IS aratate in (II. 4. 1. 2). Deoarece temperatura de 20° C a fost determinata pe baza temperaturilor medii de cod, se recomanda ca aceasta valoare sa fie stabilita in concordanta cu conditiile locale de lucru.

Anularea deplasarii initiale va fi efectuata cu grija. Deplasarea reziduala este definita ca deplasarea dezvoltata in dispozitivul IS la 5 sec. după anularea deplasarii initiale, deoarece exista unele tipuri de dispozitive la care deplasarea initiala se micsoreaza in timp.

III. 2. 5. Teste de confirmare a stabilitatii la schimbarea conditiilor de mediu

[1] Stabilitatea sub incarcari ciclice alternante

(1) Dispozitive IS dependente de deplasare

Se vor efectua zece cicluri de incarcare - descarcare la forte laterale cu deplasarea u_{Be} , care este deplasarea efectiva de calcul adoptata in metoda capacitatii portante. Aceste teste vor fi executate in urmatoarele conditii: temperatura mediului 20° C, forta verticala corespunzatoare tensiunilor de compresiune de calcul, frecventa de incarcare de 0.5 Hz. Rigiditatea echivalenta si coeficientul echivalent de amortizare ale dispozitivului IS, care se pot calcula pe baza datelor experimentale, vor satisface in principiu, ec. (II. 3. 2. 5.) si ec. (II. 3. 2. 6):

$$R_{KC} = \frac{|K_{Bj} - K_{Bm}|}{K_{Bm}} \leq \begin{cases} 0.3 \dots (j = 1, 2, 3) \\ 0.1 \dots (j = 4, 5, \dots, 10) \end{cases} \quad (3.2.5)$$

$$R_{hC} = \frac{|h_{Bj} - h_{Bm}|}{h_{Bm}} \geq \begin{cases} 0.3 \dots (j = 1, 2, 3) \\ 0.1 \dots (j = 4, 5, \dots 10) \end{cases} \quad (3.2.6)$$

in care: R_{KC} - procentul de variatie al rigiditatii echivalente pentru dispozitivul IS;

R_{hC} - procentul de variatie al coeficientului echivalent de amortizare pentru dispozitivul IS;

K_{Bj} - rigiditatea echivalenta pentru dispozitivul IS supus ciclului j din cele zece cicluri de incarcare-descarcare [N/mm];

K_{Bm} - rigiditatea echivalenta medie pentru dispozitivul IS [N/mm], estimata cu ec. (3. 2. 7);

h_{Bj} - coeficientul de amortizare echivalent al dispozitivului IS supus ciclului j din cele zece cicluri de incarcare-descarcare [N/mm];

h_{Bm} - coeficientul mediu de amortizare echivalent al dispozitivului IS, estimat cu ec. (3. 2. 8).

$$K_{Bm} = \frac{1}{7} \sum_{j=4}^{10} K_{Bj} \quad (3.2.7)$$

$$h_{Bm} = \frac{1}{7} \sum_{j=4}^{10} h_{Bj} \quad (3.2.8)$$

in care, rigiditatea echivalenta si coeficientul echivalent de amortizare se calculeaza cu ecuatiile (II. 3. 4. 3) si (II. 3. 4. 4).

(2) Dispozitive cu frictiune

Se vor efectua zece cicluri de incarcare - descarcare la forte laterale cu deplasarea u_{Be} , care este deplasarea efectiva de calcul adoptata in metoda capacitatii portante. Aceste teste vor fi executate in urmatoarele conditii: temperatura mediului 20° C, forta verticala corespunzatoare

tensiunilor de compresiune de calcul, frecventa de incarcare de 0.5 Hz. Factorul de frictiune al dispozitivului IS care poate fi calculat pe baza rezultatelor experimentale, satisface ec. (3. 2. 9):

$$R_{\mu C} = \frac{|\mu_j - \mu_m|}{\mu_m} \leq \begin{cases} 0.3 \dots (j = 1, 2, 3) \\ 0.1 \dots (j = 4, 5, \dots 10) \end{cases} \quad (3.2.9)$$

in care:

$R_{\mu C}$ - procentul de variatie al factorului mediu de frecare al dispozitivului IS;

μ_m - factorul mediu de frecare al dispozitivului IS (tf.sec/m), calculat cu ec. (3.2.10);

μ_j - factorul de frecare al dispozitivului IS supus ciclului j din cele zece cicluri de incarcare-descarcare [N*sec/mm], calculat cu ec. (3.2.11);

V_c - forta verticala [N];

Q - forta laterala dezvoltata in dispozitivul IS [N] cand deplasarea laterala este 0.

$$\mu_m = \frac{1}{7} \sum_{j=4}^{10} \mu_j \quad (3.2.10)$$

$$\mu_j = \frac{Q}{V_c} \quad (3.2.11)$$

(3) Dispozitive dependente de viteza

Se vor efectua zece cicluri de incarcare - descarcare la forte laterale cu deplasarea u_{Be} , care este deplasarea efectiva de calcul adoptata in metoda capacitatii portante. Aceste teste vor fi executate in urmatoarele conditii: temperatura mediului 20° C si o viteza de incarcare de 50 cm/sec. Coeficientul de amortizare viscoasa a dispozitivului IS, care poate fi calculat pe baza rezultatelor experimentale, satisface ec. (3.2.12):

$$R_{CC} = \frac{|C_j - C_m|}{C_m} \leq \begin{cases} 0.3 \dots (j = 1, 2, 3) \\ 0.1 \dots (j = 4, 5, \dots, 10) \end{cases} \quad (3.2.12)$$

în care:

R_{CC} - procentul de variație al coeficientului de amortizare viscoasă al dispozitivului IS;

C_j - coeficientul de amortizare viscoasă al dispozitivului IS supus ciclului j din cele zece cicluri de încărcare - descărcare [$N^* \cdot \text{sec/mm}$], calculat cu ec. (3. 2. 14);

Q - forța laterală dezvoltată în dispozitivul IS [N] când deplasarea laterală este 0;

v - viteza de încărcare [mm/sec];

C_m - coeficientul mediu de amortizare viscoasă al dispozitivului IS [$N^* \cdot \text{sec/mm}$], calculat cu ec. (3. 2. 13).

$$C_m = \frac{1}{7} \sum_{j=4}^{10} C_j \quad (3.2.13)$$

$$C_j = \frac{Q}{v} \quad (3.2.14)$$

Comentarii

(1) Este stabilită procedura de confirmare a stabilității la încărcări ciclice alternante, și condițiile de temperatură și tensiuni de compresiune. Deoarece perioada naturală a structurii izolate se presupune a fi 0.7 - 2.0 sec, frecvența de acționare este stabilită la 0.5 Hz, în funcție de performanțele aparaturii de încercare.

Din punctul de vedere al proiectantului, este de dorit ca rigiditatea echivalentă și coeficientul echivalent de amortizare să fie stabile la încărcări ciclice alternante.

Există câteva tipuri de dispozitive IS care prezintă performanțe diferite în primele stadii de încărcare comparativ cu cele obținute după stabilizare. De aceea, după cum se arată în ec. (3.2.5) și ec. (3.2.6), domeniul de variație al rigidității echivalente și al coeficientului echivalent de amortizare sunt stabilite corespunzător ciclurilor 1-3, respectiv 4 - 10 al curbelor de încărcare. Domeniul de variație de 30% corespunzător ciclurilor 1-3 va fi determinat pe baza experienței proiectantului.

(2) Procedurile de testare sunt reglementate pe baza condițiilor descrise în (1). Motivul pentru care domeniul de variație de 30% este lăsat la aprecierea proiectantului, este același ca în (1).

(3) Pentru dispozitivele IS dependente de viteză este reglementată o viteză de încărcare de 50 cm / sec, în loc de frecvență de încărcare de 0.5 Hz a dispozitivelor dependente de deplasare sau cu fricțiune, deoarece forța de reacțiune din dispozitivele dependente de viteză, pe direcția orizontală, depinde în principal de viteză de încărcare - descărcare. Corelația între frecvență și viteză de încărcare este următoarea :

$$v = 2\pi f u_{Be} \quad (C.3.2.1)$$

în care : v - viteză de încărcare [mm/sec];

f - frecvență de încărcare [Hz];

u_{Be} - deplasarea efectivă de calcul a dispozitivului IS [mm].

Pe baza ec. (C.3.2.1), viteză de încărcare poate fi estimată la 500 mm/sec, presupunând o frecvență de încărcare de 0.5 Hz și o deplasare efectivă de calcul de 150 mm.

[2] Stabilitatea la histerezisul încărcării

(1) Dispozitive IS dependente de deplasare

Toate testele stabilite în cap. 3.2.5 [1] , pot fi considerate ca o serie. În cazul în care sunt efectuate două serii consecutive de teste, rigiditatea medie echivalentă și coeficientul mediu de amortizare echivalent al dispozitivului IS, corespunzător deplasării efective de calcul u_{Be} , care pot fi estimate din două serii de teste, vor satisface ec. (3.2.15) și ec. (3.2.16):

$$R_{KR} = \frac{|K_{Bm1} - K_{Bm2}|}{K_{Bm1}} \leq 0.1 \quad (3.2.15)$$

$$R_{hR} = \frac{|h_{Bm1} - h_{Bm2}|}{h_{Bm1}} \leq 0.1 \quad (3.2.16)$$

in care :

R_{KR} - procentul de variatie al rigiditatii medii echivalente asociat cu histerezisul incarcarii, pentru dispozitivul IS;

R_{hR} - procentul de variatie al coeficientului de amortizare echivalent asociat cu histerezisul incarcarii, pentru dispozitivul IS;

K_{Bm1} - rigiditatea echivalenta medie a dispozitivului IS supus la prima serie de teste [N/mm], estimata cu ecuatia (3.2.7);

K_{Bm2} - rigiditatea echivalenta medie a dispozitivului IS supus la a doua serie de teste [N/mm], estimata cu ecuatia (3.2.7);

h_{Bm1} - coeficientul de amortizare mediu echivalent al dispozitivului IS supus la prima serie de teste, estimat cu ec.(3.2.8);

h_{Bm2} - coeficientul de amortizare mediu echivalent al dispozitivului IS supus la a doua serie de teste, estimat cu ec.(3.2.8);

(2) Dispozitive cu frictiune

Testele stabilite in (3. 2. 5 [1]) , pot fi considerate ca o serie. In cazul in care sunt efectuate doua serii consecutive de teste, coeficientul mediu de frecare al dispozitivului IS, care poate fi estimat din doua serii de teste, vor satisface ec. (3. 2. 17):

$$R_{\mu R} = \frac{|\mu_{m1} - \mu_{m2}|}{\mu_{m1}} \leq 0.1 \quad (3.2.17)$$

in care :

$R_{\mu R}$ - procentul de variatie al coeficientului de frecare al dispozitivului IS, asociat cu histerezisul incarcarii;

μ_{m1} - coeficientul de frecare mediu al dispozitivului Is, supus la prima serie de teste, estimat cu ec.(3. 2. 10);

μ_{m2} - coeficientul de frecare mediu al dispozitivului Is, supus la a doua serie de teste, estimat cu ec.(3. 2. 10);

(3) Dispozitive IS dependente de viteza

Toate testele stabilite in 3.2.5 [1], pot fi considerate ca o serie. In cazul in care sunt efectuate doua serii consecutive de teste, coeficientul mediu de amortizare vascoasa al dispozitivului IS, care poate fi estimat din doua serii de teste, vor satisface ec.(3.2.18):

$$R_{CR} = \frac{|C_{m1} - C_{m2}|}{C_{m1}} \leq 0.1 \quad (3.2.18)$$

in care:

R_{CR} - procentul de variatie al coeficientului mediu de amortizare vascoasa a dispozitivului IS asociat histerezisului incarcarii;

C_{m1} - coeficientul mediu de amortizare vascoasa a dispozitivului IS supus la prima serie de teste [N*sec/mm], calculat cu ec. (3.2.13);

C_{m2} - coeficientul mediu de amortizare vascoasa a dispozitivului IS supus la a doua serie de teste [N*sec/mm], calculat cu ec. (3.2.13).

Comentarii

Prima linie de teste se refera la seria initiala de incarcari a dispozitivului IS.

A doua serie de teste trebuie efectuata in mai putin de trei ore de la prima serie de teste, deoarece exista unele tipuri de dispozitive la care efectele primei serii de teste pot fi pierdute daca seria a doua este efectuata la mai mult de trei ore.

Pentru a estima procentul de variatie al rigiditatii echivalente R_{KR} si variatia coeficientului mediu echivalent de amortizare R_{hR} prin ecuatiile (3.2.15) si (3.2.16), este necesar sa se calculeze rigiditatile echivalente medii K_{Bm1} , K_{Bm2} si coeficientii medii echivalenti de amortizare h_{Bm1} , h_{Bm2} care pot fi estimati pe baza datelor experimentale. Acelasi procedeu se va aplica pentru estimarea procentului de variatie al factorului de frecare $R_{\mu R}$ si procentul de variatie al coeficientului de amortizare vascoasa R_{CR} prin ec. (3.2.17) si (3.2.18).

[3] Stabilitatea la variatia tensiunilor de compresiune

(1) Dispozitive dependente de deplasare

Se vor executa 10 cicluri incarcare-descarcare cu o amplitudine a deformatiei laterale de $\pm 100\%$ sau cu o amplitudine a deplasarii laterale de $\pm 150\text{mm}$ si cu o forta verticala corespunzatoare la 50% din tensiunea de compresiune de proiectare sau 8.0 N/mm^2 , respectiv.

Aceste teste vor fi executate in urmatoarele conditii: temperatura mediului 20°C si o frecventa de incarcare de 0.5 Hz . Rigiditatea echivalenta medie si coeficientul echivalent de amortizare care pot fi estimate pe baza datelor experimentale, vor satisface ec. (3.2.19) si (3.2.20):

$$R_{kb} = \frac{|K_{Bm1} - K_{Bm2}|}{K_{Bm1}} \leq 0.2 \quad (3.2.19)$$

$$R_{hb} = \frac{|h_{Bm1} - h_{Bm2}|}{h_{Bm1}} \leq 0.2 \quad (3.2.20)$$

in care:

R_{kb} - procentul de variatie al rigiditatii echivalente a dispozitivului IS asociata variatiei tensiunilor de compresiune;

R_{hb} - procentul de variatie al coeficientului de amortizare echivalent al dispozitivului IS asociata variatiei tensiunilor de compresiune;

K_{Bm1} - rigiditatea echivalenta medie a dispozitivului IS incarcat cu o forta verticala corespunzatoare tensiunilor de compresiune de proiectare $[\text{N/mm}]$, calculata cu ec. (3.2.7);

K_{Bm2} - rigiditatea echivalenta medie a dispozitivului IS incarcat cu o forta verticala corespunzatoare la 50% din tensiunea de compresiune de proiectare sau la 8.0 N/mm^2 , calculata cu ec. (3.2.7);

h_{Bm1} - coeficientul echivalent mediu de amortizare al dispozitivului IS incarcat cu o forta verticala corespunzatoare tensiunilor de compresiune de proiectare [N/mm], calculata cu ec. (3.2.8);

h_{Bm2} - coeficientul echivalent mediu de amortizare al dispozitivului IS incarcat cu o forta verticala corespunzatoare la 50% din tensiunea de compresiune de proiectare sau la 8.0 N/mm² calculata cu ec. (3.2.8).

(2) Dispozitive cu frecare

Se vor executa 10 cicluri incarcare- descarcare cu o amplitudine a deformatiei laterale de $\pm 100\%$ sau cu o amplitudine a deplasarii laterale de $\pm 150\text{mm}$ si cu o forta verticala corespunzatoare la 50% din tensiunea de compresiune de proiectare sau 8.0 N/mm², respectiv.

Aceste teste vor fi executate in urmatoarele conditii: temperatura mediului 20° C si o frecventa de incarcare de 0.5 Hz. Factorul mediu de frecare al dispozitivului IS care poate fi estimat pe baza datelor experimentale va satisface ec. (3.2.21):

$$R_{\mu b} = \frac{|\mu_{m1} - \mu_{m2}|}{\mu_{m1}} \leq 0.2 \quad (3.2.21)$$

in care:

$R_{\mu b}$ - procentul de variatie al factorului de frecare al dispozitivului IS asociat variatiei tensiunilor de compresiune;

μ_{m1} - factorul mediu de frecare al dispozitivului IS incarcat cu o forta verticala corespunzatoare tensiunilor de compresiune de proiectare, calculat cu ec. (3.2.10);

μ_{m2} - factorul mediu de frecare al dispozitivului IS incarcat cu o forta verticala corespunzatoare la 50% din tensiunea de compresiune de proiectare sau la 8.0 N/mm², calculat cu ec. (3.2.10).

Comentarii

Influenta tensiunilor de compresiune asupra rigiditatii echivalente si asupra coeficientului mediu echivalent de amortizare al dispozitivului IS nu depinde de amplitudinea deplasarii laterale. De aceea, amplitudinea incarcarii este stabilita sa fie ori $\pm 100\%$ din deformatia laterala sau ± 150 mm de deplasare laterala.

Limita superioara si inferioara a tensiunilor de compresiune sunt stabilite ca fiind egale cu tensiunea de compresiune de proiectare si $1/2$ din tensiunea de compresiune de proiectare, respectiv. Intervalul de variatie al tensiunilor de compresiune a fost astfel stabilit deoarece nu poate apare o variatie foarte mare a tensiunilor de compresiune ca rezultat al acceleratiei verticale in timpul seismului maxim credibil.

Pentru dispozitivele IS cu frecare, conditiile de incarcare, sunt stabilite pe baza precizarilor de la dispozitivele dependente de deplasare.

[4] Stabilitatea la variatia vitezei de incarcare

(1) Dispozitive dependente de deplasare

Se vor executa 10 cicluri incarcare-descarcare cu o amplitudine a deformatiei laterale de $\pm 100\%$ sau cu o amplitudine a deplasarii laterale de ± 150 mm. Frecventa de incarcare va fi de 0.1 Hz, 0.5 Hz si 1.0 Hz, respectiv. Aceste teste vor fi executate in urmatoarele conditii: temperatura mediului 20° C si o forta verticala corespunzatoare tensiunilor de compresiune de proiectare. Rigiditatea echivalenta medie si coeficientul echivalent mediu de amortizare al dispozitivului IS, care pot fi calculate pe baza datelor experimentale, vor satisface ec. (3.2.22) si (3.2.23):

$$R_{hf} = \frac{|h_{Bm1} - h_{Bm2}|}{h_{Bm1}} \leq 0.2 \quad (3.2.23)$$

$$R_{kf} = \frac{|K_{Bm1} - K_{Bm2}|}{K_{Bm1}} \leq 0.2 \quad (3.2.22)$$

in care:

R_{kf} - procentul de variatie al rigiditatii echivalente medii a dispozitivului IS, asociat variatiei vitezei de incarcare;

R_{hf} - procentul de variatie al coeficientului echivalent mediu de amortizare al dispozitivului IS, asociat variatiei vitezei de incarcare;

K_{Bm1} - rigiditatea echivalenta medie a dispozitivului IS corespunzatoare unei frecvente de incarcare de 0.5 Hz, calculata cu ec. (3.2.7);

K_{Bm2} - rigiditatea echivalenta medie a dispozitivului IS corespunzatoare unei frecvente de incarcare de 0.1 Hz sau 1.0 Hz, calculata cu ec. (3.2.7);

h_{Bm1} - coeficientul echivalent mediu al dispozitivului IS corespunzator unei frecvente de incarcare de 0.5 Hz, calculat cu ec. (3.2.8);

h_{Bm2} - coeficientul echivalent mediu al dispozitivului IS corespunzator unei frecvente de incarcare de 0.1 Hz sau 1.0 Hz, calculat cu ec. (3.2.8);

(2) Dispozitive cu frecare

Se vor executa 10 cicluri incarcare-descarcare cu o amplitudine a deformatiei laterale de $\pm 100\%$ sau cu o amplitudine a deplasarii laterale de $\pm 150\text{mm}$. Frecventa de incarcare va fi de 0.1 Hz, 0.5 Hz si 1.0 Hz, respectiv. Aceste teste vor fi executate in urmatoarele conditii: temperatura mediului 20°C si o forta verticala corespunzatoare tensiunilor de compresiune de proiectare. Coeficientul de frecare mediu al dispozitivului IS care poate fi calculat pe baza datelor experimentale, va satisface ec. (3.2.24):

$$R_{\mu f} = \frac{|\mu_{m1} - \mu_{m2}|}{\mu_{m1}} \leq 0.2 \quad (3.2.24)$$

in care: $R_{\mu f}$ - procentul de variatie al coeficientului mediu de frecare al dispozitivului IS, asociat variatiei vitezei de incarcare;

μ_{m1} - coeficientul de frecare mediu al dispozitivului IS, corespunzator frecventei de incarcare de 0.5 Hz, calculat cu ec. (3.2.10);

μ_{m2} - coeficientul de frecare mediu al dispozitivului IS, corespunzator frecventei de incarcare de 0.1 Hz sau 1.0 Hz, calculat cu ec. (3.2.10);

(3) Dispozitive dependente de viteza de incarcare

Se vor executa 10 cicluri incarcare-descarcare cu o viteza de incarcare de 500 mm/sec. Frecventa de incarcare va fi de 0.1 Hz, 0.5 Hz si 1.0 Hz, respectiv. Aceste teste vor fi executate in urmatoarele conditii: temperatura mediului 20° C si o forta verticala corespunzatoare tensiunilor de compresiune de proiectare. Coeficientul mediu de amortizare vascoasa al dispozitivului IS care poate fi calculat pe baza datelor experimentale, va satisface ec. (3.2.25):

$$R_{Cr} = \frac{|C_{m1} - C_{m2}|}{C_{m1}} \leq 0.2 \quad (3.2.25)$$

in care:

R_{Cr} - procentul de variatie al coeficientului mediu de amortizare vascoasa asociat cu variatia vitezei de incarcare;

C_{m1} - coeficientul mediu de amortizare vascoasa al dispozitivului IS corespunzator frecventei de incarcare de 0.5 Hz [N*sec/mm], calculat cu ec. (3.2.13).

C_{m2} - coeficientul mediu de amortizare vascoasa al dispozitivului IS corespunzator frecventei de incarcare de 0.1 Hz sau 1.0 Hz [N*sec/mm], calculat cu ec. (3.2.13).

Comentarii

Influenta vitezei de incarcare asupra rigiditatii echivalente si coeficientului echivalent de amortizare nu depinde de amplitudinea incarcarii. De aceea, in functie de conditiile de testare, amplitudinea incarcarii a fost stabilita la $\pm 100\%$ din deformatia laterala sau ± 150 mm de deplasare laterala.

Pentru dispozitivele IS dependente de deplasare si pentru cele cu frecare, pentru a varia frecventa de incarcare pastrand amplitudinea constanta, este necesar sa se varieze viteza de incarcare. Pe de alta parte, deoarece energia seismica absorbita de dispozitivele dependente de viteza este functie de viteza de incarcare, s-a stabilit sa se varieze frecventa de incarcare pastrand viteza de incarcare constanta. In consecinta, amplitudinea incarcarii va trebui variata.

Pentru rigiditatea echivalenta si coeficientul de amortizare echivalent al dispozitivelor dependente de deplasare si cu frictiune, si pentru coeficientul echivalent de amortizare al dispozitivelor dependente de viteza de incarcare, se recomanda ca aceste valori sa fie pastrate constante. Desi proprietatile dispozitivelor IS depind de viteza de incarcare, dupa cum s-a aratat in 3.1, este posibil ca aceasta dependenta, daca este permanenta, sa fie considerata in calcul. Din acest punct de vedere, domeniul de variatie al tuturor coeficientilor calculati cu ec. (3.2.22) - (3.2.25) a fost stabilit la $\pm 20\%$.

[5] Stabilitatea la deplasările initiale permise înainte încărcării

Pentru dispozitivele IS dependente de deplasare, se vor efectua 10 cicluri de încărcare-descărcare cu o deplasare laterală u_{Be} sau mai mică. Deplasarea inițială permisă înainte încărcării va varia între 0 și 30 % din u_{Be} . Aceste teste vor fi executate în următoarele condiții: temperatura mediului 20° C, o forță verticală corespunzătoare tensiunilor de compresiune de proiectare și o frecvență de încărcare de 0.5 Hz. Rigiditatea medie echivalentă și coeficientul mediu echivalent de amortizare, care pot fi calculate pe baza rezultatelor experimentale, vor satisface ec. (3.2.26) și ec. (3.2.27):

$$R_{Kd} = \frac{|K_{Bm} - K_{Bmd}|}{K_{Bm}} \leq 0.2 \quad (3.2.26)$$

$$R_{hd} = \frac{|h_{Bm} - h_{Bmd}|}{h_{Bm}} \leq 0.2 \quad (3.2.27)$$

in care :

R_{Kd} - procentul de variatie al rigiditatii echivalente medii a dispozitivului IS asociat cu deplasările initiale permise inaintea incarcării;

R_{hd} - procentul de variatie al coeficientului echivalent mediu de amortizare al dispozitivului IS asociat cu deplasările initiale permise inaintea incarcării;

K_{Bm} - rigiditatea echivalenta medie a dispozitivului IS fara a fi asociata cu deplasările initiale permise inaintea incarcării, calculata cu ec. (3.2.7);

K_{Bmd} - rigiditatea echivalenta medie a dispozitivului IS asociata cu deplasările initiale permise inaintea incarcării, calculata cu ec. (3.2.7). Rigiditatea echivalenta a dispozitivelor IS poate fi estimata cu ec. (3.2.28).

$$K_B = \frac{F(u_d + u_{Be}) - F(u_d - u_{Be})}{2 u_{Be}} \quad (3.2.28)$$

in care:

K_B - rigiditatea echivalenta a dispozitivului IS [(N/mm)];

$F(u)$ - forta laterala necesara pentru a produce deplasarea laterala u a dispozitivului IS [N/mm];

u_d - deplasarea initiala permisa inaintea incarcării [mm];

u_{Be} - deplasarea efectiva de calcul a dispozitivului IS [mm];

h_{Bm} - procentul mediu echivalent de amortizare al dispozitivului IS fara deplasarea initiala permisa inaintea incarcării, estimat cu ec. (3.2.8);

h_{Bmd} - procentul mediu echivalent de amortizare al dispozitivului IS cu deplasarea initiala permisa inaintea incarcării, estimat cu ec. (3.2.8). Procentul de amortizare echivalent al dispozitivului IS poate fi estimat cu ec. (3.2.29).

$$h = \frac{\Delta W}{2\pi W} \quad (3.2.29)$$

in care: ΔW - energia disipata de dispozitivul IS pe ciclu [N*mm], reprezentata de suprafata curbei histeretice a incarcării;

W - energia de deformatie indusa in dispozitivul IS [N*mm], reprezentata de ariile triunghiulare specifice.

Comentarii

În general, nu există cazuri în care deplasarea laterală a dispozitivului IS datorată curgerii lente, contractiei sau variației temperaturii, să depășească 30% din deplasarea de calcul u_B adoptată în metoda capacității portante (II.3.4.1). Din acest motiv, deplasarea inițială permisă înainte de încărcare a fost stabilită la 30% din deplasarea de calcul u_B . Rigiditatea echivalentă și coeficientul echivalent de amortizare trebuie să fie calculate pe baza comportării reale a dispozitivului IS, care va suporta deplasările de încărcare u_{Be} în plus față de deplasările inițiale.

[6] Stabilitatea la variația temperaturii

(1) Dispozitive dependente de deplasare

Se vor aplica 10 cicluri de încărcare-descărcare cu o amplitudine a deformației laterale de $\pm 100\%$ sau cu o deplasare laterală de ± 150 mm. Temperatura mediului de încercare va fi variată la -10°C , $+20^\circ\text{C}$ și $+40^\circ\text{C}$, respectiv. Acest test va fi efectuat sub următoarele condiții: frecvența de încărcare de 0.5 Hz și o forță verticală corespunzătoare tensiunilor de compresiune de proiectare.

Rigiditatea echivalentă și coeficientul de amortizare echivalent al dispozitivului IS, calculate pe baza datelor experimentale, vor satisface ec.(3.2.30) și ec. (3.2.31):

$$R_{kt} = \frac{|K_{Bm1} - K_{Bm2}|}{K_{Bm1}} \leq 0.3 \quad (3.2.30)$$

$$R_{ht} = \frac{|h_{Bm1} - h_{Bm2}|}{h_{Bm1}} \leq 0.2 \quad (3.2.31)$$

in care :

R_{Kt} - procentul de variatie al rigiditatii echivalente medii a dispozitivului IS, asociat cu variatia de temperatura;

R_{ht} - procentul de variatie al coeficientului de amortizare echivalent mediu al dispozitivului IS, asociat cu variatia de temperatura;

K_{Bm1} - rigiditatea echivalenta medie a dispozitivului IS, corespunzatoare temperaturii mediului de incercare de $+20^{\circ}\text{C}$ [N/mm], calculata cu ec.(3.2.7);

K_{Bm2} - rigiditatea echivalenta medie a dispozitivului IS, corespunzatoare temperaturii mediului de incercare de -10°C si $+40^{\circ}\text{C}$ [N/mm], calculata cu ec.(3.2.7);

h_{Bm1} - coeficientul mediu echivalent de amortizare a dispozitivului IS, corespunzator temperaturii mediului de incercare de $+20^{\circ}\text{C}$ [N/mm], calculat cu ec.(3.2.8);

h_{Bm2} - coeficientul mediu echivalent de amortizare a dispozitivului IS, corespunzator temperaturii mediului de incercare de -10°C si $+40^{\circ}\text{C}$ [N/mm], calculat cu ec.(3.2.8);

(2) Dispozitive cu frecare

Se vor aplica 10 cicluri de incarcare-descarcare cu o amplitudine a deplasarii laterale de ± 150 mm. Temperatura mediului de incercare va fi variata la -10°C , $+20^{\circ}\text{C}$ si $+40^{\circ}\text{C}$, respectiv.

Acest test va fi efectuat sub urmatoarele conditii: frecventa de incarcare de 0.5 Hz si o forta verticala corespunzatoare tensiunilor de compresiune de proiectare. Coeficientul mediu de frictiune al dispozitivului IS, calculat pe baza datelor experimentale, va satisface ec.(3.2.32):

$$R_{\mu t} = \frac{|\mu_{m1} - \mu_{m2}|}{\mu_{m1}} \leq 0.3 \quad (3.2.32)$$

in care :

$R_{\mu t}$ - procentul de variatie al factorului de frictiune mediu al dispozitivului IS, asociat variatiei de temperatura;

μ_{m1} - factorul de frecare mediu al dispozitivului IS corespunzator temperaturii mediului de incercare de +20°C, calculat cu ec.(3.2.10);

μ_{m2} - factorul de frecare mediu al dispozitivului IS corespunzator temperaturii mediului de incercare de -10°C sau +40°C, calculat cu ec.(3.2.10);

(3) Dispozitive dependente de viteza de incarcare

Se vor aplica 10 cicluri de incarcare-descarcare cu o viteza de incarcare de 500 mm/sec.

Temperatura mediului de incercare va fi variata la -10°C, +20°C si +40°C, respectiv. Acest test va fi efectuat sub urmatoarele conditii: frecventa de incarcare de 0.5 Hz si o forta verticala corespunzatoare tensiunilor de compresiune de proiectare. Coeficientul mediu de amortizare vascoasa al dispozitivului IS, calculat pe baza datelor experimentale, va satisface ec.(3.2.33):

$$R_{Ct} = \frac{|C_{m1} - C_{m2}|}{C_{m1}} \leq 0.3 \quad (3.2.33)$$

in care :

R_{Ct} - procentul de variatie al coeficientului de amortizare vascoasa mediu al dispozitivului IS, asociat variatiei de temperatura;

C_{m1} - coeficientul de amortizare vascoasa mediu al dispozitivului IS [N*sec/mm], corespunzator temperaturii mediului de incercare de +20°C, calculat cu ec.(3.2.13);

C_{m2} - coeficientul de amortizare vascoasa mediu al dispozitivului IS [N*sec/mm], corespunzator temperaturii mediului de incercare de -10°C sau +40°C, calculat cu ec.(3.2.13).

Comentarii

Se stabilesc procedurile de calcul a rigiditatii echivalente si a coeficientului de amortizare echivalent, prin asumarea unui ecart al temperaturii de incercare între -10°C si $+40^{\circ}\text{C}$, ca variatie medie a temperaturii amplasamentului.

III.3 Teste pentru confirmarea performantelor la incarcari statice

III.3.1 Generalitati

Pentru confirmarea caracteristicilor statice ale dispozitivelor IS, stabilite in II.4.1.3, sunt necesare urmatoarele teste :

- (1) Teste de confirmare a durabilitatii sub incarcari ciclic-alternante asociate cu variatia de temperatura;
- (2) Teste de evaluare a variatiei deformatiei de compresiune datorata curgerii lente;
- (3) Teste de evaluare a rigiditatii echivalente corespunzatoare temperaturilor de lucru de -10°C si $+40^{\circ}\text{C}$. Vor fi confirmate caracteristicile fortei de reactiune la deformatii cu viteza redusa de incarcare, datorate curgerii lente, contractiei si variatiei de temperatura.

Comentarii

Sunt stabilite procedurile de incercare a caracteristicilor statice ale dispozitivelor IS stabilite in II.4.1.3, care nu pot fi satisfacute prin simpla alegere a materialelor si mecanismelor potrivite.

Sunt necesare teste cu deplasari impuse pe orizontala, la viteza redusa de incarcare, pentru verificarea caracteristicilor fortei de reactiune orizontale la efectul deformatiilor din curgere lenta, contractie si variatie de temperatura a suprastructurii, stabilite in II.4.3.3, II.4.4.3, II.4.6.3, II.4.7.3 si II.4.8.4.

III. 3. 2 Teste de confirmare a durabilitatii la incarcari ciclic-alternante asociate cu variatia de temperatura

Se vor aplica 20.000 de cicluri de incarcare-descarcare cu o amplitudine a deformatiei de forfecare de $\pm 20\%$ si cu o forta verticala corespunzatoare realizarii tensiunilor de compresiune considerate in proiectare. Dispozitivul IS va satisface urmatoarele cerinte :

(1) In principiu, rigiditatea echivalenta medie si coeficientul echivalent mediu de amortizare al dispozitivului IS estimate dupa incarcare, nu vor depasi cu mai mult de $\pm 10\%$ valorile corespunzatoare calculate inainte de incarcare. Rigiditatea echivalenta medie si coeficientul echivalent mediu de amortizare pot fi calculate cu ec.(3.2.7) si (3.2.8), respectiv.

(2) Nu este permisa nici o degradare a dispozitivului IS.

Comentarii

Sunt stabilite procedurile de confirmare a durabilitatii la incarcari ciclice datorate variatiei de temperatura. Dupa cum s-a aratat in III.3.5, viteza de deformatie a dispozitivelor IS datorata variatiei de temperatura, este destul de scazuta. Deoarece este imposibil de efectuat testele cu viteze atat de scazute, acestea vor fi executate cu vitezele de incarcare utilizate in testul la oboseala. Desi caracteristicile fortei de reactiune derivate din testele cu o viteza de incarcare prestabilita pot diferi de cele obtinute din incercari statice, privitor la durabilitatea dispozitivului IS, acest test se presupune a fi mult mai sever decat testul de deformare cu viteza joasa. Procedura este, de aceea, stabilita in scopul usurarii efectuarii testelor. Frecventa de incarcare va fi aceeaasi utilizata in testul de oboseala.

Presupunand ca un ciclu de incarcare-descarcare dureaza o zi, numarul de cicluri s-a stabilit la 20.000, bazat pe durata de serviciu a structurilor, care este in general de 50 ani.

Rigiditatea echivalenta si coeficientul echivalent de amortizare trebuie sa fie stabile pe durata de viata a structurii. Domeniul de variatie al acestor valori este stabilit la $\pm 10\%$, considerandu-se ca acest test este la fel de sever ca si testul de oboseala.

III .3. 3 Teste de evaluare a variatiei tensiunilor de compresiune datorata curgerii lente

Dispozitivul IS va fi supus unei forte corespunzatoare atingerii tensiunilor de compresiune de calcul, la o temperatura a mediului de incercare de $+20^{\circ}\text{C}$, timp de 1000 ore. Pe baza datelor experimentale, valoarea totala a deformatiei de compresiune dezvoltata in dispozitivul IS dupa expirarea perioadei proiectate de serviciu a structurii, va fi calculata cu ec.(3.3.1):

$$\delta_{CR} = a \cdot t^b \quad (3.3.1)$$

in care :

δ_{CR} - deformatia de compresiune dezvoltata in dispozitivul IS, datorata curgerii lente (mm);

t - perioada proiectata de serviciu a structurii (ore);

a, b - constante asociate curgerii lente, calculate cu ec.(3.3.2) si ec. (3.3.3), respectiv :

$$a = \frac{(\delta_{100})^2}{(\delta_{1000})^2} \quad (3.3.2)$$

$$b = \log \left(\frac{\delta_{1000}}{\delta_{100}} \right) \quad (3.3.3)$$

in care :

δ_{100} - deformatia datorata curgerii lente dezvoltata in dispozitivul IS dupa 100 ore (mm);

δ_{1000} - deformatia datorata curgerii lente dezvoltata in dispozitivul IS dupa 1000 ore (mm).

Valoarea totală a deformăției de compresiune din curgere lentă, calculată cu ec.(3.3.1), nu va depăși 5% din grosimea totală a straturilor de cauciuc.

Comentarii

Se stabilește metoda de estimare a deformăției de compresiune datorate curgerii lente în dispozitivele IS cu elastomeri (cauciuc), pe baza reglementărilor prezentate în II.4.1.3 (3).

Cu trecerea timpului, înălțimea reazemelor din elastomeri care suportă greutatea moartă a structurii, scade datorită curgerii lente. În prima parte a intervalului, curgerea lentă se dezvoltă mai ales din cauze fizice, datorate caracteristicilor elastice ale cauciucului. În partea a doua, curgerea lentă se continuă datorită reacțiilor chimice ale moleculelor. Deformația de compresiune datorată curgerii lente corespunzătoare duratei de viață a structurii, este estimată pe baza corelației liniare dintre timp și deformația de compresiune din domeniul fenomenelor chimice.

III. 3. 4 Teste de evaluare a rigiditatii echivalente corespunzator temperaturilor de - 10⁰ C si + 40⁰ C

Se vor aplica 10 cicluri incarcare-descarcare cu o amplitudine a deplasarii laterale de 30% din u_B , care este deplasarea de proiectare adoptata in metoda capacitatii portante.

Temperatura mediului de incercare va fi cuprinsa intre - 10⁰ C si + 40⁰ C. Acest test se va efectua in urmatoarele conditii: frecventa incarcarii de 0.5 Hz si o forta verticala corespunzatoare realizarii tensiunilor de compresiune de calcul. Rigiditatea echivalenta medie, care poate fi calculata pe baza datelor experimentale, va satisface ec. (3.3.4):

$$\frac{K_{Bm1}}{K_{Bm2}} \leq 1.3 \quad (3.3.4)$$

in care:

K_{Bm1} - rigiditatea echivalenta medie a dispozitivului IS [N/mm] corespunzatoare temperaturii de -10⁰ C, calculata cu ec. (3.2.1);

K_{Bm2} - rigiditatea echivalenta medie a dispozitivului IS [N/mm] corespunzatoare temperaturii de + 40⁰ C, calculata cu ec. (3.2.1).

Comentarii

Pe baza reglementarilor din II.4.1.3(4) s-au stabilit procedurile de incercare pentru evaluarea rigiditatii echivalente a dispozitivului IS corespunzatoare variatiei de temperatura.

Deoarece deformatia laterala a dispozitivului IS datorata fluajului, contractiei elementelor structurale si variatiei temperaturii mediului nu depaseste in general 30% din deplasarea de calcul u_B adoptata in metoda capacitatii portante (II.3.4.1), amplitudinea deplasarii laterale a fost stabilita la 30% din deplasarea de calcul u_B . Desi dispozitivul IS se deformeaza lent la schimbarea de temperatura, dupa cum s-a aratat in III.3.5, pentru facilitarea testelor, frecventa de incarcare a fost stabilita la 0.5 Hz.

Temperatura pe toate fetele dispozitivului IS va fi aceeaasi.

III.3.5 Caracteristicile fortei de reactiune la deformatia lenta datorata fluajului, contractiei elementelor structurale si variatiei de temperatura

Caracteristicile fortei de reactiune la deformatia lenta datorata fluajului, contractiei elementelor structurale si variatiei de temperatura vor fi evaluate prin metoda (1) sau (2):

(1) Se vor aplica trei cicluri de incarcare-descarcare cu o amplitudine a deplasarii laterale de ± 75 mm sau o amplitudine a deformatiei de forfecare de ± 50 %. Viteza de incarcare va fi de: 0.02 mm/sec, 0.05 mm/sec, 0.1 mm/sec, 0.5 mm/sec, 1.0 mm/sec, 5.0 mm/sec, 10.0 mm/sec si, respectiv, 50.0 mm/sec. Acest test va fi efectuat in urmatoarele conditii: o temperatura a mediului de incercare de 20° C si o forta verticala corespunzatoare tensiunilor de compresiune de calcul.

Modulul de elasticitate transversal al cauciucului pentru fiecare viteza de incarcare poate fi calculat cu ec. (3.3.5), pe baza buclei histeretice selectate din ciclul al treilea al fiecărei incercari. Utilizand modulul de elasticitate transversal al cauciucului, la viteza de incarcare de 0.001 mm/sec, care poate fi estimat din diagrama modulul de elasticitate transversal - viteza de incarcare, forta de reactiune dezvoltata in dispozitivul IS poate fi calculata cu ec. (3.3.6):

$$G_S = \frac{F_t * \sum t_e}{A_R * u_t} \quad (3.3.5)$$

$$F_0 = \frac{A_R * G_S}{\sum t_e} * u_0 \quad (3.3.6)$$

in care:

G_S - modulul de elasticitate transversal al cauciucului la deformatii lente [N/mm^2];

F_t - forta de reactiune a dispozitivului IS calculata din ciclul al treilea la fiecare treapta de viteza [N];

$\sum t_e$ - grosimea totala a straturilor de cauciuc [mm];

A_R - aria comprimata a cauciucului [mm^2];

u_t - deplasarea dispozitivului IS [mm] care corespunde unei amplitudini a deplasării de ± 7.5 cm sau unei amplitudini a deformatiei de forfecare de ± 50 %;

F_0 - forta de rectiune dezvoltata in dispozitivul IS la deformatii lente [N];

u_0 - deplasarea de calcul a dispozitivului IS la fluajul sau contractia suprastructurii si la variatia temperaturii [mm].

(2) Dupa obtinerea a 12.5% din deformatia de forfecare (18.75 mm deplasare), deformatia dispozitivului va fi mentinuta 1.5 ore. Apoi, dupa obtinerea a 25% din deformatia de forfecare (37.5 mm deplasare), deformatia dispozitivului va fi mentinuta inca 1.5 ore. Deformatiile de forfecare suplimentare de 37.5% (56.25 mm deplasare) si 50% (75 mm deplasare) vor fi obtinute si mentinute la aceste valori in acelasi mod ca mai sus.

Pe baza curbelor histeretice obtinute in aceste teste, se poate estima cu ec.(3.3.7) o corelatie intre deformatia de forfecare si forta de reactiune din dispozitivul IS, dupa fluaj.

Utilizind modulul de forfecare estimat cu ec.(3.3.8), poate fi evaluata forta de reactiune din dispozitiv la deformatii lente, cu ec.(3.3.9):

$$F_0 = a * u_0^b \quad (3.3.7)$$

$$G_s = \frac{F_t * \sum t_e}{A_R * u_t} \quad (3.3.8)$$

$$F_0 = \frac{A_R * G_s * u_0}{\sum t_e} \quad (3.3.9)$$

in care: F_t - forta de reactiune din dispozitivul IS estimata pe baza datelor experimentale [N];

u_t - deplasarea sub incarcari adoptata pentru dispozitivul IS [mm];

$$\mathbf{b} = \frac{\log\left(\frac{F_{50}}{F_{25}}\right)}{\log\left(\frac{u_{50}}{u_{25}}\right)} \quad (3.3.10)$$

$$\mathbf{a} = \frac{F_{50}}{u_{50}^{\frac{1}{b}}} \quad (3.3.11)$$

a, b - constante, calculate cu ec. (3.3.10) si (3.3.11), respectiv;

G_S - modulul de elasticitate transversal al cauciucului la deformatii lente [N/mm²];

Σ t_c - grosimea totala a straturilor de cauciuc;

A_R - aria comprimata a cauciucului [mm²];

F₀ - forta de reactiune dezvoltata in dispozitivul IS la deformatii lente [N];

u₀ - deplasarea de calcul a dispozitivului IS la fluaj, contractie si variatia temperaturii [mm];

F₂₅ - forta de reactiune dezvoltata in dispozitivul IS dupa mentinerea deformatiei de forfecare de 25% timp de 1.5 ore [N];

F₅₀ - forta de reactiune dezvoltata in dispozitivul IS dupa mentinerea deformatiei de forfecare de 50% timp de 1.5 ore [N];

u₂₅ - deplasarea laterala dezvoltata in dispozitivul IS dupa mentinerea deformatiei de forfecare de 25% timp de 1.5 ore [N];

u₅₀ - deplasarea laterala dezvoltata in dispozitivul IS dupa mentinerea deformatiei de forfecare de 50% timp de 1.5 ore [N].

Comentarii

Pentru unele tipuri de izolatori din cauciuc poate apare o diferenta intre rigiditatea echivalenta la deformatii lente datorate fluajului, contractiei si variatiei de temperatura, si rigiditatea echivalenta la sollicitari seismice. De aceea, s-au stabilit procedurile de testare pentru evaluarea caracteristicilor fortei de reactiune dezvoltate in dispozitivul IS supus deformatiilor lente.

Presupunind ca domeniul de variatie al temperaturii este de $\pm 5^{\circ} \text{C}$, viteza de deformatie a dispozitivului IS va fi calculata cu ec. (C.3.3.1):

$$v = 2.8 * 10^{-7} L \quad (C.3.3.1)$$

in care:

v - viteza de deformatie a dispozitivului IS la variatia temperaturii [mm/sec.];

L - dimensiunea maxima in plan a structurii [mm].

Presupunind ca $L = 50$ m, viteza de deformatie rezulta de $1.4 \cdot 10^{-5}$ cm/sec, fiind considerabil mai mica decat viteza de deformatie din timpul seismelor. Deoarece, in general, este dificil de obtinut viteze scazute de incarcare cu actuatoare obisnuite, s-au stabilit doua tipuri de proceduri pentru evaluarea caracteristicilor fortei de reactiune in dispozitivul IS. S-a dovedit ca aceste caracteristici evaluate prin procedurile mentionate sint suficient de apropiate de cele obtinute la deformatii lente.

- (1) Aceasta procedura va fi aplicata la toate dispozitivele IS. Desi viteza de incarcare este stabilita la 0.02 - 50 mm / sec, este recomandabil sa se efectueze citeva teste cu viteze si mai scazute, daca actuatoarele permit acest lucru.
- (2) Aceasta procedura va fi adoptata la dispozitivele IS la care poate apare curgerea lenta, cum sunt reazemele cu cauciuc si plumb si reazemele din cauciuc cu amortizare inalta.

CAP.IV PREVEDERILE ROMANESTI CU PRIVIRE LA TESTELE
EXPERIMENTALE SI CONDITIILE DE ATESTARE A
DISPOZITIVELOR DE IZOLARE SEISMICA PASIVA

Izolarea seismică pasivă a structurilor de orice tip, inclusiv a celor specifice ramurii de drumuri și poduri, este astăzi o metodă adoptată în avangarda procedurilor de izolare seismică.

Pe plan mondial, aplicațiile sunt numeroase, atât la clădiri civile - noi sau restaurate și consolidate - cât și la structuri rutiere și CF, iar rezultatele, în urma prelucrării datelor instrumentale de răspuns al structurilor izolate, obținute în urma cutremurelor Northridge (1994) și Hyogoken-Nandu (1995), sunt îmbucurătoare, date fiind amplificările de 0.3 - 0.57 ale accelerației de input, înregistrate la ultimul nivel al clădirilor în cauză.

În România, programul de cercetare asupra izolării seismice pasive, a posibilității și modalităților de aplicare a acestei metode în condițiile seismice locale, a demarat în urmă cu 12 ani.

Comparativ cu rezultatele obținute pe plan mondial, ca o primă dificultate în calea implementării acestei metode, a apărut lipsa unei proceduri de calcul și de calificare experimentală a aparatelor de reazem produse în țară.

Procedeul de calcul al sistemului de izolare propus de INCERC Iași, în urma studiilor experimentale și teoretice este identic, din punctul de vedere al ipotezelor de lucru, cu metodele de calcul practicate pe plan mondial, iar metoda de lucru este o combinație între o procedură originală de determinare a consumului energetic intern al sistemului de izolare, și calculul reazemelor propriu-zise, adaptat la condițiile locale după un algoritm utilizat de cercetătorii italieni la consolidarea și protejarea seismică a unor monumente istorice.

În privința procedurilor de atestare sau de calificare a reazemelor, singurul cod de utilizare a aparatelor de reazem din neopren armat cu tole de oțel (proiectare, execuție, calificare) aflat în vigoare la data redactării prezentei lucrări, este "Normativul departamental pentru proiectarea și folosirea aparatelor de reazem din neopren la podurile de cale ferată și sosea", indicativ CD 63-84.

Cu privire la incercarile care trebuie a fi efectuate asupra aparatelor de reazem, normativul CD 63-84 specifica in cap. 8, necesitatea efectuarii acestor teste in laboratoare specializate, agreate de organele de stat abilitate in acest sens.

Incercarile, efectuate pe elemente reprezentind intre 1% si 4% din totalul seriei de produse, specificate in CD 63-84, cap. 8, sunt urmatoarele :

- determinarea modului transversal de elasticitate G , sub o presiune axiala de 2 N/mm^2 ;
- determinarea tasarii aparatelor de reazem la o incarcare de 15 N/mm^2 ;
- determinarea rezistentei la rupere a aparatelor de reazem, sub incarcare axiala (verticala);

Determinarea valorii tasarii aparatelor de reazem se executa prin dispunerea intre platanele unei prese a doua epruvete, separate prin placi metalice, si comprimarea acestora cu o viteza constanta de $2 \cdot 10^4 \text{ N/min}$, pana la obtinerea in epruvete a unui efort unitar de 15 N/mm^2 . Se masoara tasarile pentru fiecare trapta de incarcare, incercarea se repeta o singura data si cu media valorilor obtinute la incercarea a doua, se traseaza diagrama efort - deformatie. Valoarea tasarii, obtinuta ca diferenta intre tasarile corespunzatoare presiunii minime si maxime, nu trebuie sa depaseasca 15% din grosimea totala a neoprenului.

Pentru determinarea modului de elasticitate transversal static " G " se folosesc doua epruvete asezate identic cu incercarea la tasare. Acestea se comprima la o presiune constanta pe tot timpul incercarii de 2 N/mm^2 , dupa care se aplica o forta orizontala cu o viteza constanta de 10^4 N/min , pana la atingerea unui unghi de alunecare de 45° . Incercarea se repeta o singura data. Cu valorile obtinute in incercarea a doua, se traseaza diagrama efort tangential - deformatie. Valoarea modului de elasticitate transversal se determina cu ajutorul diagramei, pe portiunea liniara a acesteia, cu relatiile :

$$G = \frac{\tau}{\text{tg}\delta} \quad \text{sau} \quad G = \frac{H}{A} \times \frac{T}{u} \quad (4.1)$$

in care :

- τ - efort unitar tangential;
- d - deformatia unghiulara;
- H - forta orizontala aplicata pe epruveta;

A - aria orizontala a aparatului de reazem;
T - grosimea totala a straturilor de neopren;
u - deformatia orizontala.

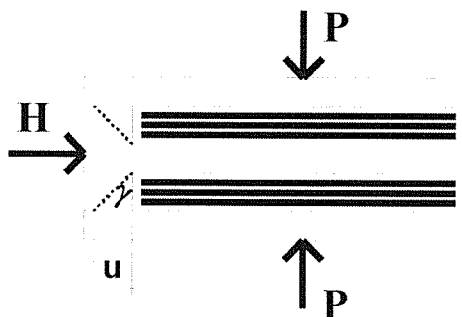


Fig.4.1.1 Dispozitiv de incercare a aparatelor de reazem, conf. CD 63-84

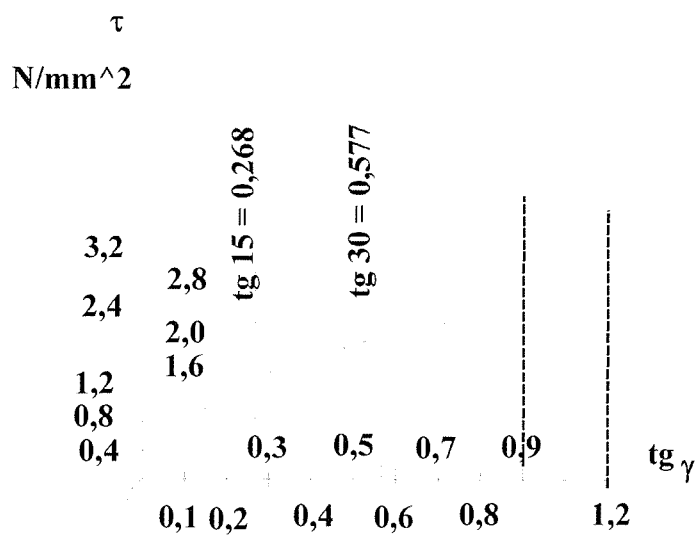


Fig.4.1.2 Diagrama efort tangential - deformatie

Rezistența la rupere a aparatelor de reazem se determină pe epruvete așezate direct pe platanele unei prese, care se încarcă cu o viteză de max. $2 \cdot 10^4$ N/min. Valoarea rezistenței la rupere este raportul dintre forța de rupere și suprafața epruvetei.

Aderența se verifică asemănător încercării de determinare a modulului de elasticitate G , până când se obține un unghi de alunecare pentru care $\tan \varphi = 2.0$. Dacă, în urma încercării, nici unul din straturile de neopren nu se desprinde de armături, rezultă că aparatul este de bună calitate.

Încercările descrise mai sus conform reglementărilor CD 63-84, se referă numai la aparatele de reazem utilizate la protecția antivibratorie a podurilor de cale ferată sau de sosea. Chiar în această situație, numărul și volumul încercărilor este prea mic pentru a califica un aparat sau dispozitiv de izolare. Sunt evitate încercările la variația de temperatură, la oboseală, încercările de determinare a coeficientului mediu echivalent de amortizare și a rigidității echivalente medii a dispozitivului - valori absolut necesare în procesul de proiectare.
