Projecte final de Màster en Tecnologia:

ANÀLISI ESTRUCTURAL I DISSENY DE
PILARS MIXTES TUBULARS
PER A LA CONSTRUCCIÓ SEQÜENCIAL EN ALÇADA

Alumne:
ALBERT ALBAREDA i VALLS

Professors:
D. GARCIA - R. BRUFAU - J.R. BLASCO

25 de Juny de 2009

Universitat Politècnica de Catalunya
Màster oficial en Tecnologia a l'Arquitectura. Línia d'estructures.

Índex del projecte

1. DEFINICIÓ BÀSICA DEL PROJECTE..... 3

2. OBJECTIUS..... 4
2.1 Objectius generals..... 4
2.2 Objectius específics..... 4
2.2 Abast i límits..... 5
2.3 Justificació..... 5

3. BREU RESSENYA HISTÒRICA..... 7
3.1 Els pilars tubulars..... 7
3.2 Els pilars mixtes i CFT..... 10

4. ESTAT DE L'ART..... 14
4.1 Ús de pilars tubulars mixtes (CFT)..... 14
4.2 Avantatges que aporten els pilars CFT..... 14
4.3 Comportament estructural dels pilars CFT..... 15
4.3.1 Equació constitutiva de l'acer..... 15
4.3.2 Equació constitutiva del formigó..... 17
4.3.3 Mecanisme d'entrada en càrrega..... 19
4.3.4 Capacitat de càrrega. Teoria Unificada..... 22
4.3.5 Mecanisme de transmissió de τ..... 24
4.4 Criteris de disseny segons EC-4..... 28
4.4.1 Propietats dels materials..... 28
4.4.2 Factors de seguretat..... 29
4.4.3 Bases dels mètodes de disseny..... 29
4.4.4 Mètodes de disseny..... 30
4.4.4.1 Mètode General..... 30
4.4.4.2 Mètode Simplificat..... 31
4.4.5 Propietats de la secció..... 31
4.4.5.1 Resistència Plàstica Npl,Rd..... 31
4.4.5.2 Rigidesa Efectiva a Flexió (EI)e..... 34
4.4.6 Resistència a Guerxament de la secció..... 35
4.4.7 Anàlisi dels moments flectors a causa dels efectes de 2on ordre.... 38
4.4.8 Compressió i Flexió combinades..... 39
4.4.8.1 Compressió i Flexió Uniaxial..... 40

5 VIABILITAT DE L'ESTUDI..... 44
5.1 Fonts de Documentació..... 44
5.1.1 Biblioteques i bases de dades..... 44
5.1.2 Centres d'Investigació..... 44

5.2 Aproximació al tema..... 44
5.2.1 Treballs realitzats..... 44
5.2.1.1 Consideracions relatives a les fases de construcció..... 44
5.2.1.2 Optimització de la secció: H-CFT..... 49
5.4.2 Treballs per realitzar..... 49

6 BIBLIOGRAFIA..... 58
6.1 Bibliografia General..... 58
6.1 Bibliografia Específica..... 62

1. DEFINICIÓ BÀSICA DEL PROJECTE

Les possibilitats que ha obert l'ús de suports mixtes al llarg de la història en els edificis de certa dimensió vertical, han estat decisives. Tan és així, que l'evolució tipològica d'aquests edificis en resposta a les sol·licitacions gravitatòries i sobretot a les horitzontals, ha acabat passant per contemplar diverses combinacions de treball entre ambdós materials i geometries.

El projecte vol començar explicant quines són les seccions mixtes que s'utilitzen per a aquest tipus d'edificis en l'actualitat i també com i per què ens les ha proporcionat la història estructural. A partir d'aquí el projecte es focalitza en l'últim graó evolutiu dels pilars de secció mixta i pretén avançar en el coneixement dels pilars tubulars reomplerts de formigó com a elements verticals molt indicats per a la construcció vertical.

No hi ha dubte que les seccions CFT (*Concrete Filled* Tubes) desenvolupen les seves màximes capacitats en condicions de compressió, per l'increment de resistència que aporta el reomplert de formigó –i més si és d'alta resistència. A més de la seva elevada resposta resistent, els pilars tubulars proporcionen una col·lecció d'avantatges respecte altres tipus de seccions, que els converteix en extremadament rendibles per a tipologies verticals: per exemple la bona resposta a situacions sísmiques i embats horitzontals o la seva rapidesa d'execució.

El projecte doncs, explicarà extensament les avantatges d'aquestes seccions, però sobretot es concentrarà en la problemàtica que també comporten en el cas d'aquesta tipologia edificatòria. L'ús de suports CFT augmenta la capacitat de càrrega d'aquests en relació amb els mateixos tubs buits, però també experimenta una pitjor resposta relativa a guerxament. Això pretén ser objecte d'estudi, sobretot des del prisma dels perfils H-CFT en què hi ha part del nucli de formigó alleugerit i de cara a la prefabricació de seccions òptimes.

Per altra banda, l'execució d'obra en fases seqüencials suportant l'estat de càrregues provisional amb la part metàl·lica de la secció per tal d'accelerar el procés constructiu, comporta diferències de comportament estructural i de repartiment tensional en la secció. Això pot ser de vital importància en edificis en alçada i va molt lligat a un problema de no linialitat del material. En aquest projecte es vol determinar i quantificar aquestes diferències i parametritzar-les de manera que es puguin controlar.

Finalment, i seguint amb el funcionament d'aquest tipus de seccions en edificis de certa alçada, és també decisiu el tamany i la proporció del perfil que es pot col·locar

dins el nucli de formigó per tal de augmentar encara més les qualitats resistents de la secció. Aquesta tesi es planteja quina influència té la proporció de perfil metàl·lic embotit en el formigó en la capacitat resistent final de la secció i definir uns criteris per racionalitzar-ne el disseny. Les seccions multi-capa on hi ha més d'un tub metàl·lic de forma concèntrica són un capítol d'estudi –amb analogia als sistemes *tube in tube* per a estructures d'edificis alts, desenvolupada per SOM.

La idea de proposar una col·lecció de criteris i paràmetres que permetin un major apropament a la realitat a l'hora de projectar pilars CFT d'edificis alts, és un camp molt interessant de cara a edificis futurs i a noves possibilitats.

2. OBJECTIUS

2.1 Objectius generals

- ✓ Descobrir la vital importància dels pilars mixtes en l'evolució de l'arquitectura vertical.
- ✓ Fer un repàs exhaustiu de les diferents solucions de suports mixtes que s'estan portant a la pràctica en l'actualitat.
- ✓ Analitzar quines són les sol·licitacions i problemàtiques habituals a què estan sotmesos els suports en els edificis de dimensió vertical, depenent de les diverses tipologies.
- ✓ Analitzar les problemàtiques específiques dels pilars tubulars plens de formigó (CFT) en aquest tipus d'estructures.
- ✓ Proposar una col·lecció de criteris i paràmetres que permetin aprofundir en el coneixement dels CFT i millorar-ne el disseny.

2.2 Objectius específics

En els pilars de secció CFT:

- ✓ Estudiar quines **diferències de comportament** experimenten els pilars CFT en una **construcció seqüencial** en alçada i trobar quins criteris cal tenir en compte per a un disseny futur més òptim.
- ✓ Estudiar la **influència de la proporció dels perfils interiors** embotits en el nucli de formigó front a la resistència i comportament de la secció CFT.
- ✓ Considerar aquesta influència en el cas de les seccions amb més d'una capa. (**Seccions multicapa**: disposició de tub en tub, concèntrics)

- ✓ Considerar i estudiar les seccions tubulars plenes de formigó alleugerides (H-CFT) com a optimització de rendibilitat estructural a partir de la geometria, des de la prefabricació.
- ✓ **Extreure uns criteris de disseny**

2.3 Abast i límits

La tesi pretén estudiar les seccions mixtes en edificis en alçada, i en especial les seccions tubulars reomplertes de formigó. Això vol dir que la problemàtica que es proposa es refereix sempre al comportament estructural d'aquest tipus de seccions en una construcció vertical.

L'objectiu final és arribar a proposar uns criteris de disseny que millorin el ventall existent de recursos que es tenen actualment en el moment de dissenyar i calcular aquest tipus de seccions, sempre per a solucions estructurals d'edificis en alçada. Uns criteris que, alhora que afronten problemàtiques reals d'aquest tipus de solucions i apropen el coneixement al seu comportament real, milloren i optimitzen el disseny d'aquestes estructures en un futur.

El desenvolupament d'aquest projecte es vol fonamentar des d'un caire eminentment analític, sense arribar en cap cas a resultats empírics procedents de proves experimentals.

2.4 Justificació

Malgrat que des de la dècada de 1960, i sobretot en els darrers 10 anys, s'ha fet un gran avanç en el coneixement del comportament estructural de les seccions CFT, i també en referència a la construcció d'edificis en alçada, aquest és un camp que és molt extens i –fruit de la seva joventut-, presenta encara moltes llacunes.

Un dels punts on més recorregut pot tenir una investigació en aquest sentit és, sens dubte, en el fet constructiu –en edificis de gran alçada. Les facilitats que proporciona aquest tipus de secció, no només des d'un prisma de capacitat resistent, sinó des del prisma d'execució, fa que es dissenyin moltes estructures amb pilars CFT sense que hi hagi uns criteris clars de disseny i de càlcul estructural per a una futura construcció seqüencial.

Artiomas Kuranovas, especialista en perfils tubulars plens de formigó del Departament d'Estructures d'Acer de la Universitat de Vílnius (Lituània), juntament amb Zhong

Shantong, afirma en el seu article de la teoria unificada per a H-CFT (*Hollow Concrete Filled Tubes*) que:

> *"En el moment present hi ha una manca d'informació sobre els pilars en secció H-CFT. Només es poden trobar diverses aproximacions i filosofies de disseny en diferents normatives; cal portar a terme doncs futures investigacions, proves i anàlisis estructurals."*[1]

[1] KURANOVAS, A., SHANTONG, Z. / The Unified Theory for Concrete-Filled Steel Tube (CFST) Columns under various loads.

3. BREU RESSENYA HISTÒRICA

3.1 Els pilars Tubulars

Les primeres investigacions científiques sobre els tubs de ferro les va realitzar Edmé Mariotte l'any 1660. Li varen encarregar el disseny de les canonades de desguàs de Versailles i féu experiments de tracció i de compressió per a determinar-ne la resistència del material. Malgrat tot, la incorporació del ferro per a un ús estructural no es va portar a terme fins ben bé el segle XVIII.

Al començament de la Revolució Industrial es va acceptar el ferro de manera generalitzada com a material per a soportar càrregues d'estructures, tot utilitzant-se per primera vegada en pilars. Se sap que les primeres columnes de fosa les va utilitzar Christopher Wren l'any 1706 a la Cambra dels Comuns de Londres. Posteriorment es van anar utilitzant en molts edificis; aquestes columnes de fosa eren generalment buides sobretot per estalviar material i pes a l'edifici.

Més endavant, l'any 1793, Henry Cort descobrí un procediment per obtenir un ferro molt més dúctil i amb unes propietats molt diferents a tracció. Mitjançant tècniques de laminació totes aquestes innovacions oferien una gran oportunitat de treballar el ferro per convertir-lo en plaques, barres, rails, etc.

Mica en mica, les necessitats de la societat i de la indústria van fer que la tecnologia i l'ús del ferro s'anés desenvolupant i extenent; molt més en obra civil que en arquitectura. Els primers edificis on es començaren a veure de forma sistemàtica seccions tubulars en els pilars que els sostenien van ser els hivernacles anglesos de l'època (Palm House de Decimus Burton o el Crystal Palace de Paxton).

El Crystal Palace **[fig. 3.1]** fou un punt culminant en la tecnologia de construcció del segle XIX. Va ser el primer edifici que es construïa sencer amb elements prefabricats i industrialitzats i es va aixecar amb el temps récord de 9 mesos. La companyia francesa Zorès va desenvolupar una sèrie de perfils buits a base de xapes plegades i roblonades amb geometria cruciforme. La ciència del disseny estructural es va renovar completament per tal de trobar formes de construcció més econòmiques.

Els avenços en la fabricació relaitzats per Henri Bessemer i Martin-Siemens en el segle XIX varen permetre la producció d'acer a gran escala. En produir-se en forma líquida, permetia la fabricació de components de major temany que els fabricats amb ferro forjat semi-fos i oferia a més, millors propietats.

[Fig. 3.1]

Crystal Palace

El pont Firth of Forth **[fig. 3.2]** a prop d'Edimburg es va construir amb acer laminat, mentre que a la Torre Eiffel de la mateixa època, s'utilitzava ferro forjat. Aquest pont representa un dels primers exemples del nou ús de l'acer, tot adoptant alguns dels seus elements una forma tubular. Els tubs que defineixen els seus principals elements funcionen molt bé a compressió, en proporció al seu tamany i pes.

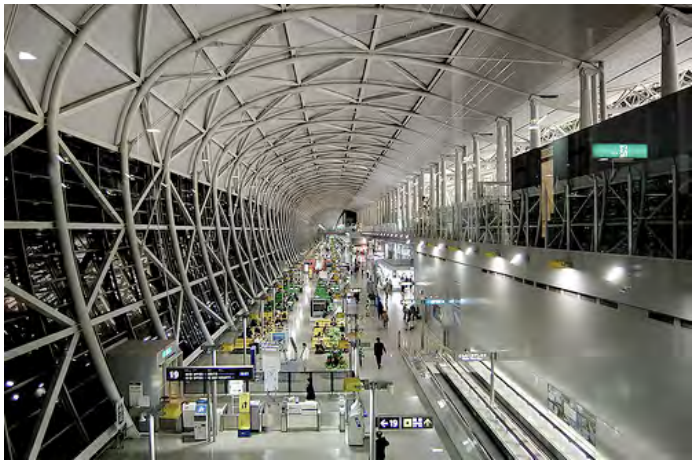
Entre 1890 i 1920 totes les unions d'acer es feien mitjançant cargols o reblons. Als anys 20 es va construir la primera encavallada totalment soldada. La soldadura va permetre la unió de tubs entre ells a topall, cosa que afavoria el disseny arquitectònic de les estructures. Des dels anys 40, les estructures de pilars tubulars, però, van resoldre les unions a partir de perfils soldats laminats de major longitud. La soldadura va quedar relegada a malles espaials i gelosies.

[Fig. 3.2]

Pont Firth of Forth, Edimburg

Durant la segona Guerra Mundial i també després, es van construir moltes estructures tubulars; el talent de Konrad Wachsmann va contribuir molt a desenvolupar estructures tubulars prefabricades. En aquestes dates, el disseny europeu i americà estaven contraposats; a Europa es realitzaven moltes més estructures tubulars perquè interessava reduir els costos de construcció i optimitzar al màxim les seccions.

Més endavant, Richard Buckminster Fuller va voler resoldre el tema econòmic en les estructures, optimitzant al màxim les geometries. Així, dissenyà la cúpula geodèssica, on es va començar a confondre el concepte de pilar i de biga; es va posar de manifest que els perfils de secció tubular permeten anar més enllà i suprimir les barreres entre elements de suport estructurals i elements horitzontals.



[Fig. 3.3]

Sala d'espera de l'aeroport de Kanzai. Els perfils tubulars fonen el pilar en biga.

Es començà també després de la 2a Guerra Mundial a fabricar tubs de secció rectangular, de manera que les unions podien resoldre's de forma més senzilla. La indústria petrolífera va tenir un gran paper en fomentar la investigació d'estructures tubulars, per poder construir les bases i plataformes marines.

Frei Otto, posteriorment, també va ser protagonista en la trajectòria de les seccions tubulars com a elements de suport verticals; els seus estudis sobre estructures atirantades comportaven l'ús de màstils tubulars treballant a compressió.

Finalment, totes les arquitectures que responen a un organicisme han trobat en el tub un element vital per a la seva materialització, ja que el tub en sí ja és un tipus de secció molt habitual en la naturalesa **[fig. 3.4].** Tan és així, que les noves tendències d'optimització estructural també troben en el tub un element de referència per les seves grans qualitats de resposta estructural a tot tipus de sol·licitacions.

[Fig. 3.4]

Aeroport de Stuttgart

3.2 Els pilars mixtes i CFT.

Generalment, edificis alts comporten estructures mixtes, i cada cop és més difícil trobar o construir edificis en alçada només d'acer o de formigó. Les primeres estructures mixtes van ser aquelles que mesclaven perfils metàl·lics amb lloses de formigó armat –amb connectors; aquest sistema, que inicialment era propi dels ponts i de la construcció civil, ràpidament va passar al camp de l'edificació.

Des dels anys 1960, però, amb l'arribada dels formigons d'alta resistència (50-130 Mpa) s'ha arribat a la conclusió que els pilars mixtes són notablement més econòmics que els pilars d'acer. Hi ha hagut molts paràmetres al llarg de la història que han influït en la decisió de construir en formigó o acer: la sismicitat –on els pilars de formigó són més rendibles que els d'acer, la velocitat de construcció –on els d'acer no tenen competidor, etc. Les avantatges d'ambdós materials han anat portant les estructures en alçada a solucions mixtes.

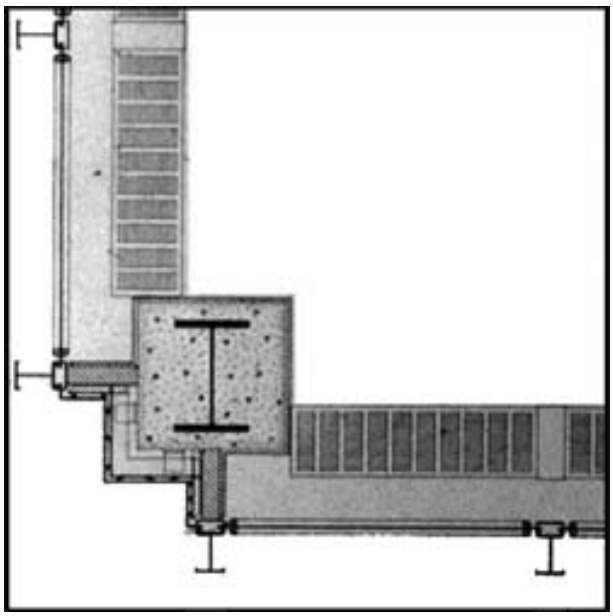
El formigó ha agafat protagonisme en els sistemes d'estabilitat lateral, des del punt de vista de menys cost del material, moldejabilitat i gran resistència al foc, a més de la

seva innherent rigidesa. A més, els addhitius superplastificants i d'alta resistència estant fent possible edificis en alçada sense que les seccions dels pilars creixin desmesuradament. El problema del formigó és, sens dubte, que generalment és de construcció lenta.

L'acer per a estructures altes funciona molt bé perquè proveeix molt espai lliure en les plantes diàfanes. A més, requereix menys fonamentació perquè també té un pes propi molt menor; en estructures d'acer és més fàcil i més barat d'augmentar la sobrecàrrega i de modificar els forats de l'estructura.

F. Khan de SOM va trencar la barrera entre acer i formigó l'any 1969 mesclant els dos materials en un edifici d'estructura mixta d'unes 20 plantes, on els pilars perimetrals foren revestits de formigó per a resistir els embats horitzontals. En realitat era un sistema estructural metàl·lic estabilitzat pel formigó. En l'actualitat, s'ha comprovat que sense aquesta simbiosi de materials, molts dels edificis alts d'avui en dia no haurien pogut ser.

En realitat, però, els pilars mixtes s'han estat usant des de fa més de 100 anys; en la primera meitat del segle XX, les estructures es revestien de formigó per aconseguir un cert grau de protecció contra el foc. Arquitectes com Mies feien servir les solucions de seccions mixtes sense aprofitar totes les seves propietats mecàniques **[fig. 3.5]**. No va ser fins a la segona meitat de segle, però, que les propietats resistents també es tingueren en compte per aprofitar estructuralment pilars de formigó amb perfils embeguts.



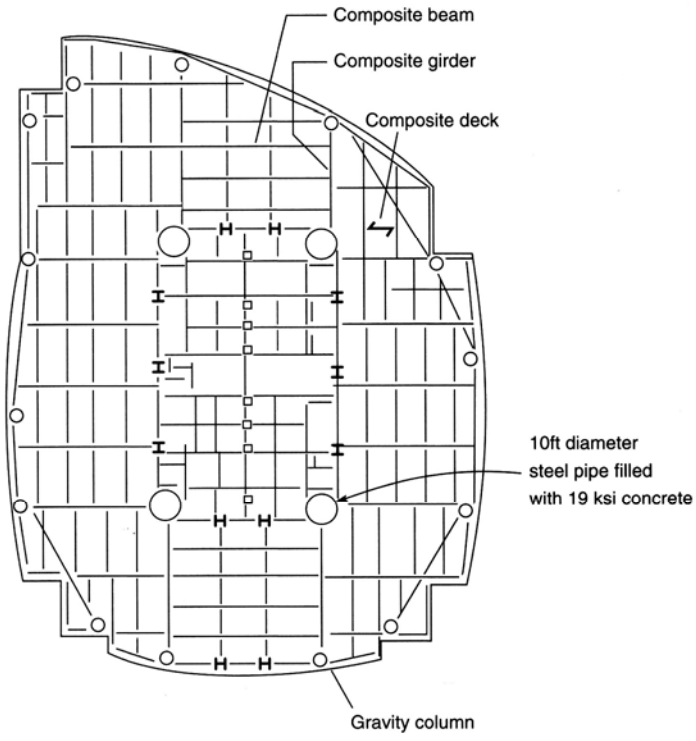
[Fig. 3.5]

Detall de pilar metàl·lic protegit contra incendi. Seagram de Mies van der Rohe.

Amb el temps, aparegueren dos tipus de seccions amb funció de suport: els d'ànima metàl·lica envoltada de formigó, i els de tub d'acer ple de formigó. Abans de 1986, el disseny de pilars mixtes només estava contemplat a les normes ACI americanes.

Els pilars mixtes de perfil embegut aparegueren de forma natural a partir d'una necessitat constructiva de protecció contra el foc. En canvi, el segon tipus de pilar mixte –de tub metàl·lic reomplert de formigó, o CFT-, no fou proposada en cap edifici fins l'any 1972 pel Dr. A.G. Tarics, de l'oficina Reid & Tarics Associates a San Francisco.

Un dels primers exemples d'utilització d'aquest tipus de seccions en edificis en alçada fou el *Two Union Square Building* **[fig.3.6]**, un edifici de 58 plantes amb un nucli de formigó mixte format per quatre columnes de 3 metres de diàmetre reomplertes de formigó de resistència 130 Mpa.



[Fig. 3.6]

Two Union Square Building. Planta

[Fig. 3.7]

Entrada a l'obra d'un pilar CFT

Malgrat que les primeres posades en obra palpables en edificis de gran alçada no foren fins la dècada del 1970, deu anys abans es començà a gestar la idea d'omplir perfils tancats amb formigó[2]. La majoria dels estudis que s'han portat a terme des de llavors en aquest tipus de seccions s'han centrat en la capacitat, la resistència al foc i la resposta sísmica.

L'ús massiu d'aquest tipus de seccions tubulars plenes de formigó té molt a veure amb la resposta dels edificis alts front a les empentes horitzontals. S'han trobat molts mètodes al llarg de la història per tal d'afrontar aquest problema i el desenvolupament d'aquest tema ha tingut un caràcter certament seqüencial; a mesura que s'anaven construint les estructures reals, s'anaven perfeccionant també els mètodes.

[2] SHANMUGAM, N.E., LAKSHMI, B. / State of the art report on steel-concrete composite columns. Journal of Constructional Steel Research 2001; 57:1041-80

4. ESTAT DE L'ART

4.1 Ús dels pilars mixtes tubulars plens de formigó

Les seccions tubulars plenes de formigó *(Structural Hollow Sections SHS)* són les seccions estructuralment més eficients de totes. La possibilitat de mantenir una dimensió externa constant per a diferents gruixos, i per tant diferents resistències seccionals, permet una màxima adaptabilitat en l'arquitectura.

Les mateixes seccions plenes de formigó, configuren una tipologia de seccions mixtes anomenades CFT *(Concrete Filled Tubes)* que, a més de mantenir quasi totes les qualitats estructurals de les seccions buides, permeten una major i prolongada resistència al foc. De la mateixa manera, per un mateix estat de càrregues, les seccions que s'obtenen són menors amb les seccions mixtes. La reducció de les seccions estructurals comporta alhora unes avantatges indirectes prou importants a tenir en compte, com per exemple els m^2 de pintura.

Els pilars en secció CFT, els podem separar entre aquells que cal protegir contra el foc, i aquells que no els cal protecció. Anant més enllà, també els podem classificar entre aquells que s'omplen amb formigó en massa, i aquells que els cal un armat interior.

Els pilars que estan protegits exteriorment es dimensionen per absorvir els esforços a temperatura ambient, i la protecció contra el foc es preveu per a protegir la secció el temps que sigui necessari. La resposta estructural mixta es manté també en situació d'incendi. En general, les seccions protegides no els caldrà un armat del formigó del nucli perquè el comportament mixt es desenvoluparà fins al final. És possible reduir el gruix de la protecció a foc del tub exterior gràcies a l'efecte d'absorció de temperatura que desenvolupa el formigó.

Les seccions CFT que no estan protegides exteriorment contra incendi es dissenyen tot considerant el nucli de formigó sol front a l'estat de càrregues en cas d'incendi. En general, aquestes seccions necessitaran un armat de reforç per tal de minimitzar les dimensions del pilar i per tal d'arribar a una resistència de 60 minuts exposat al foc.

4.2 Avantatges que aporten els pilars CFT.

- ✓ El perfil tubular serveix alhora d'encofrat perdut i de reforç per al formigó.
- ✓ El nucli de formigó proporciona als perfils tubulars més rigidesa i més capacitat de càrrega; això permet que, amb les mateixes seccions esveltes, es puguin suportar unes sol·licitacions molt majors.
- ✓ Al nucli de formigó molt sovint no li cal armadura de reforç.

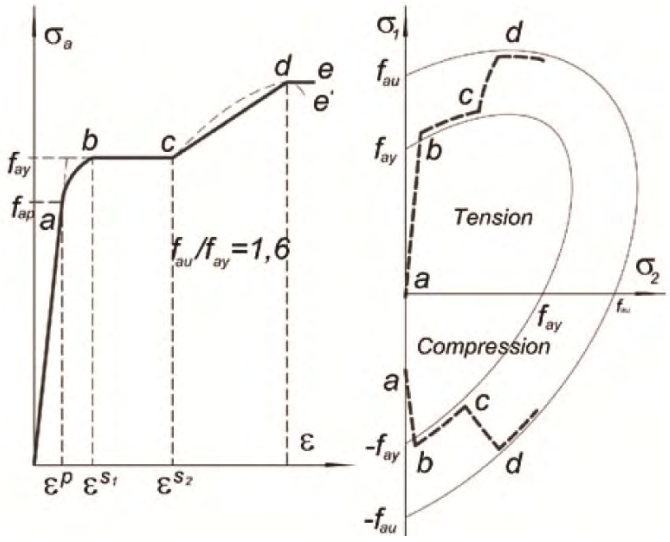
- ✓ En utilitzar seccions de menor diàmetre, la superfície a pintar i protegir contra el foc també redueix exponencialment.
- ✓ L'estructura d'acer és visible. L'acer en superfície permet dissenys arquitectònics de gamma cromàtica diferent.
- ✓ El reomplert de formigó no requereix cap tecnologia ni equips especials diferents als utilitzats en treballs habituals de formigonat.
- ✓ Aquest sistema permet reduir el temps d'execució. L'ús d'un encofrat perdut que a més té una gran capacitat resistent, permet que es puguin aixecar les plantes només amb l'estructura d'acer i que més endavant s'acabin reomplint les seccions amb formigó. La inexistència d'esperes també accelera el procés.
- ✓ El nucli de formigó incrementa el temps de resistència al foc dels perfils tubulars. Armant convenientment els pilars tubulars, aquests poden arribar a resistir més de 90 minuts sense protecció.
- ✓ El formigó de l'interior queda també protegit contra danys mecànics.
- ✓ Simplificació de posada en obra dels nusos gràcies a les tècniques d'ensamblatge i producció en taller.
- ✓ Bon comportament de les seccions en situació sísmica, per les seves qualitats de gran resistència, alta ductilitat i gran capacitat d'absorció d'energia.

4.3 Comportament estructural dels pilars CFT.

4.3.1 Equació constitutiva de l'acer

Una corba típica tensió-deformació de l'acer utilitzada sota estats tensionals en tres dimensions es mostra en la **[fig. 4.1]**. Es parteix de la base que:

a. Les deformacions d'enduriment són simplificades per la línia *cd*.
b. El trencament es considera com una línia recta horitzontal *de*.



[Fig. 4.1]

Diagrama tensió-deformació de l'acer

La corba que ens relaciona la tensió amb la deformació per a l'acer sota estats tensionals complexes és semblant a la d'estats tensionals simples. Hi ha 5 fases: elàstica, elasto-plàstica, plàstica, enduriment i trencament. Les equacions de tensió i deformació són:

$$\sigma_i = \frac{\sqrt{2}}{2}[(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + (\sigma_{12}^2 + \sigma_{23}^2 + \sigma_{31}^2)^2 \quad [4.1]$$

$$\varepsilon_i = \frac{\sqrt{2}}{3}[(\varepsilon_{11} - \varepsilon_{22})^2 + (\varepsilon_{22} - \varepsilon_{33})^2 + (\varepsilon_{33} - \varepsilon_{11})^2 + (\varepsilon_{12}^2 + \varepsilon_{23}^2 + \varepsilon_{31}^2)^2 \quad [4.2]$$

<u>En la fase elàstica,</u>

$f_{ap} = 0{,}8 \cdot f_{ay}$ [4.3]

$el\ mòdul\ de\ Poisson\ \ v_a = 0{,}283$

$el\ mòdul\ d'elasticitat\ de\ l'acer\ E_a = 2{,}06 \cdot 10^5\ \text{N/mm}^2$

<u>En la fase elasto-plàstica,</u>

$$El\ mòdul\ tangent\ de\ l'acer\ \ E_a^t = \frac{(f_{ay} - \sigma_i) \cdot \sigma_i}{(f_{ay} - f_{ap}) \cdot f_p} \cdot E_a \quad [4.4]$$

$$el\ mòdul\ de\ Poisson\ \ v_a^t = 0{,}167\frac{(\sigma_i - f_{ap})}{(f_{ay} - f_{ap})} + 0{,}283 \cdot f_{ap} \quad [4.5]$$

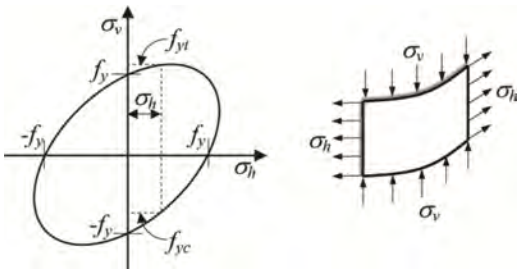
f_{ap} Límit de proporcionalitat de deformacions de l'acer
f_{ay} Límit elàstic de l'acer
f_{au} Límit últim de l'acer

Així, l'equació constitutiva de l'acer pot expressar-se:

$$\{d\sigma_{ij}\} = [D]_s\{d\varepsilon_{ij}\} \quad [4.6]$$

$[D]_s$ Matriu de rigidesa de l'acer
$[D]_e$ Matriu de rigidesa elàstica
$[D]_p$ Matriu de rigidesa plàsica
$[D]_{ep}$ $[D]_{ep} = [D]_e - [D]_p$ Matriu de rigidesa en zona plàstica

En el tub d'acer es desenvolupa un estat biaxial de tensions, que consisteix en una tensió vertical σ_v –produïda per l'axil- i una tensió horitzontal anular σ_h. Com que el perfil tubular està sotmès a aquest estat biaxial, la seva tensió final es regirà pel criteri de Von Mises **[fig. 4.2]:**



[Fig. 4.2]

Criteri de Von Mises per a l'acer.

$$\sigma_v{}^2 + \sigma_h{}^2 - \sigma_v \cdot \sigma_h = f_y^2 \quad [4.7]$$

4.3.2 Equació constitutiva del formigó

Hi ha moltes teories per descriure el comportament del formigó sota un estat triaxial de compressions. L'equació constitutiva pel nucli de formigó dels pilars CFT es planteja a partir de teoria de trencament plàstic, on les deformacions es constitueixen de deformacions elàstiques, plàstiques i de trencament.

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^{el} + d\varepsilon_{ij}^{pl} + d\varepsilon_{ij}^{fr} \quad [4.8]$$

- e Subíndex deformacions elàstiques
- p Subíndex deformacions plàstiques
- f Subíndex deformacions en trencament
- l Subíndex deformacions longitudinals
- r Subíndex deformacions radials

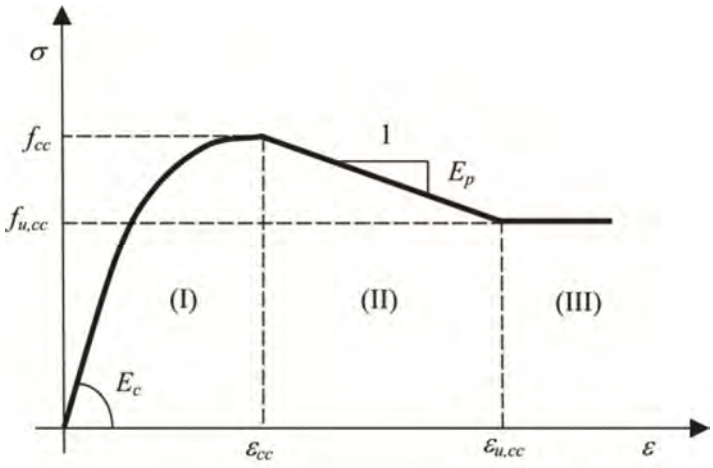
Les equacions constitutives del nucli de formigó 3D, 2D i uniaxial vénen expressades per la teoria de ruptura plàstica:

$$\{d\sigma_c\} = [D]_c\{d\varepsilon_c\} \quad [4.9]$$

$[D]_c$ Matriu de rigidesa formigó [6x6]

Hi ha 6 paràmetres desconeguts en aquesta equació, i poden ser obtinguts per una regressió experimental de càrregues-deformacions per pilars CFT carregats concèntricament.

La corba tensió-deformació per al formigó en estat de tensions triaxial es divideix en tres zones: l'ascendent (I), la descendent, i la de tensió constant (III) **[fig. 4.3]**



[Fig. 4.3]

La regió (I) pot expressar-se a través de l'equació:

$$\sigma = A\varepsilon + B\varepsilon^2 + C\varepsilon^3 \quad [4.10]$$

Per saber els coeficients A,B i C, cal que coneguem la tensió màxima de treball del formigó confinat f_{cc}, la seva corresponent deformació ε_{cc} i el mòdul d'elasticitat inicial, E_c. El primer valor el podem trobar a partir de l'equació de Richart[3]:

$$f_{cc} = f_c + k \cdot f_{rp} \quad [4.11]$$

f_{rp} Principal tensió de confinament

Hi ha molts estudis experimentals que pretenen establir un valor per a la constant *k*, i s'estableix entre els valors 4 i 6; un valor bastant acceptat és el de 4,3.

$$f_{rp} = \frac{2 \cdot \sigma_h \cdot t}{D - 2t} \quad [4.12]$$

On:

σ_h Tensió anular del tub d'acer
D Diàmetre del tub
t Gruix del tub

Podem obtenir la tensió anular de l'acer a partir de:

$$\frac{\sigma_h}{f_y} = \exp\left[\ln(D/t) + \ln(f_y) - 11\right] \leq 1.0\,, \quad en\ MPa \quad [4.13]$$

La deformació que correspon al límit f_{cc} en formigó confinat és de:

[3] G.D. HATZIGEORGIOU / Engineering Structures 30 (2008) 1573-1578

$$\varepsilon_{cc} = 0{,}0022\frac{f_{cc}}{f_c} \quad [4.14]$$

El mòdul d'elasticitat inicial que cal considerar per al formigó en aquest tipus de seccions és de:

$$E_c = 600 \cdot f_y \quad en\ MPa \quad [4.15]$$

Així doncs, els coeficients de l'equació per al tram (I) del gràfic tensió-deformació del formigó són:

$$A = E_c \quad [1]$$

$$B = \frac{3 \cdot f_{cc} - 2 \cdot E_c \cdot \varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{cc}^2} \quad [4.16]$$

$$C = \frac{E_c \cdot \varepsilon_{cc} - 2 \cdot f_{cc}}{\varepsilon_{cc}^3} \quad [4.17]$$

Així doncs, l'equació constitutiva del formigó en estat de confinament triaxial per a la zona (I) és:

$$\sigma = E_c\varepsilon + \frac{3 \cdot f_{cc} - 2 \cdot E_c \cdot \varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{cc}^2}\,\varepsilon^2 + \frac{E_c \cdot \varepsilon_{cc} - 2 \cdot f_{cc}}{\varepsilon_{cc}^3}\,\varepsilon^3 \quad [4.18]$$

En la zona (II), la deformació $\varepsilon_{u,cc}$ en la seva última tensió segueix l'equació:

$$\varepsilon_{u,cc} = 0{,}060 \cdot f_c^{-0{,}7} + 0{,}003 \cdot f_{rp} \quad [4.19]$$

En aquesta zona del gràfic, el formigó deforma segons el seu mòdul plastic:

$$E_p = -1500 \cdot \left[1 - \left(1 + exp\left(\frac{D}{t} \cdot \frac{f_c}{f_y} - 6\right)\right)^{-1}\right] \quad [4.20]$$

Finalment, per a la regió (III), l'equació constitutiva és la següent:

$$f_{u,cc} = f_{cc} + E_p \cdot \left(\varepsilon_{u,cc} - \varepsilon_{cc}\right) \quad [4.21]$$

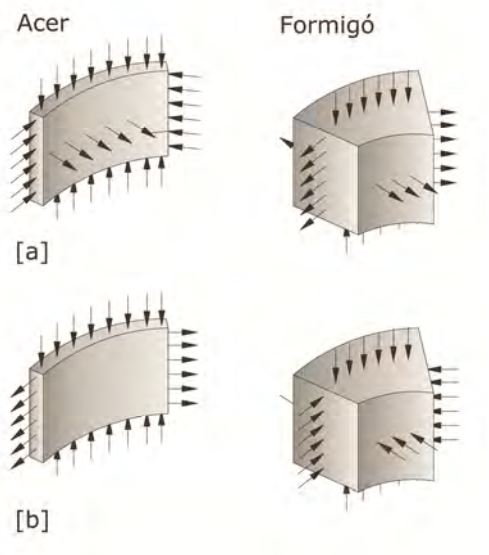
4.3.3 Comportament estructural de la secció mixta

El comportament de la secció està considerablement afectat per la diferència entre el coeficient de Poisson del tub d'acer i el nucli de formigó. En la primera fase de càrrega, el coeficient de Poisson del formigó és menor que el de l'acer. Per això, el tub d'acer no té efecte de confinament sobre el nucli de formigó. A mesura que les deformacions longitudinals incrementen, l'expansió lateral del formigó creix més gradualment que

no pas la de l'acer. En aquesta fase, el nucli de formigó esdevé triaxialment tensionat i el tub d'acer biaxialment[4].

El tub d'acer sota un estat biaxial no pot sostenir la tensió i produeix una transferència de càrrega del tub cap al nucli. El mecanisme de transferència de càrrega és similar pels elements circulars i rectangulars. En la primera fase de la càrrega el tub d'acer sosté la majoria de la càrrega fins que deixa de tenir un comportament linial [punt (a) del diagrama de tensió-deformació]. En aquest punt hi ha una transferència de càrrega del tub d'acer al nucli de formigó. El tub d'acer presenta una pèrdua gradual de càrrega fins que el nucli de formigó arriba a la seva màxima resistència a compressió [entre els punts (a) i (b)].

Després d'aquesta fase [punt (b)], hi ha una altra redistribució de càrrega del nucli de formigó al tub d'acer. En aquest punt [(b)] l'acer exhibeix un comportament d'enduriment quasi igual que en l'equació d'enduriment uniaxial **[fig.4.4]**.



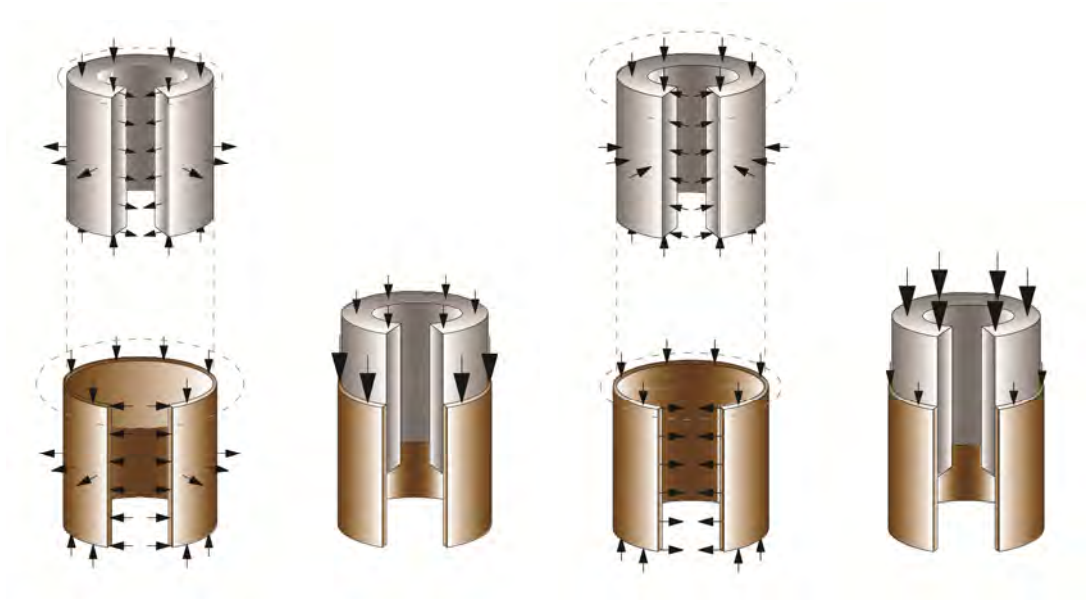
Condicions tensionals en el tub d'acer i al nucli de formigó en diferents estats de càrrega.

$$v_a > v_c\ (a), \quad v_a < v_c\ (b)$$

[Fig. 4.4]

Encara que el mecanisme de transferència de càrrega en seccions circulars i quadrades és similar, la màxima resistència de confinament a compressió del formigó s'assoleix en les primeres.

[4] [Kuranovas, Kvedaras 2007]



FASE 1 FASE 3

[Fig. 4.5]

Estats tensionals de la secció en diferents fases de càrrega.

FASE 1

Pels primers moments d'entrada en càrrega, els dos materials deformen igual però l'acer n'absorveix molta més. Tots dos materials estan en un estat tensional triaxial, però com que en aquesta fase l'acer té un mòdul de poisson superior al del formigó, deforma molt més i no es produeix un efecte de confinament sobre del nucli.

En aquesta fase, ambdós materials estan en el seu rang elàstic.

FASE 2

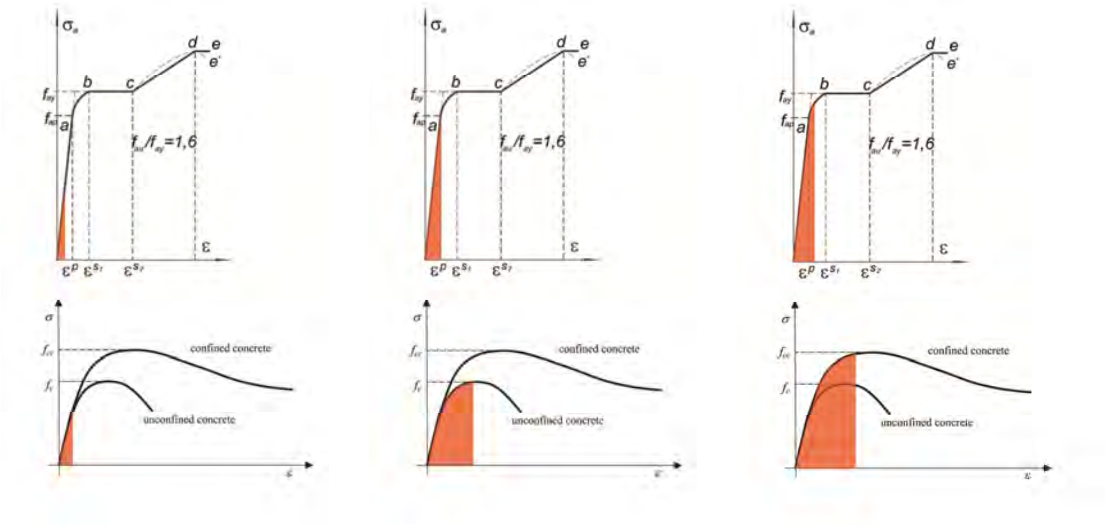
En aquesta segona fase, el formigó arriba al seu límit elàstic i comença a tenir deformacions transversals superiors que els de l'anell d'acer. Això anula les tensions radials que afectaven el tub metàl·lic i aquest queda traccionat, garantint un efecte clar de confinament del nucli de formigó.

FASE 3

En estar confinat **[fig. 4.6]**, el formigó cada vegada resisteix més i per tant es produeix una transferència natural de càrrega del tub d'acer de la perifèria cap al nucli de formigó. Es tracta doncs, d'un problema de no-linialitat en el propi material.

FASE 4

En una hipotètica quarta fase, el formigó aniria carregant fins que assoliria la seva resistència última a compressió **[fig. 4.6]**, i finalment hi acabaria havent una darrera transmissió de càrrega del formigó cap al tub d'acer a mesura que el formigó anés deformant.



FASE 1 ***FASE 2*** ***FASE 3***

[Fig. 4.6]

4.3.4 Capacitat de càrrega. Teoria Unificada.

El contingut de la "*Teoria Unificada"* es basa en que el tub d'acer reomplert de formigó es considera com un cos únic, com a material mixte, i el seu comportament canvia amb la variació dels paràmetres físics dels materials, els paràmetres geomètrics dels membres, els tipus de seccions i estats tensionals. El comportament dels CFT té unificació, continuïtat i relativitat.

De la *"Teoria Unificada"*, en surt també una expressió de disseny dels pilars CFT que pot utilitzar-se per dissenyar qualsevol tipus de secció[5]:

$$si \quad \frac{N}{\varphi A_{ac}} \geq 0{,}2 \cdot \sqrt{1-\left(\frac{T}{T_0}\right)^2-\left(\frac{V}{V_0}\right)^2} \cdot f_{ac} \quad [4.22]$$

$$llavors \rightarrow \left[\sqrt[5]{\frac{N}{1{,}4\varphi N_0}+\frac{\beta M}{1{,}071 M_0 \cdot \left(1-0{,}4 \cdot \frac{N}{N_{ex}}\right)}}\right]^7+\left(\frac{T}{T_0}\right)^2+\left(\frac{V}{V_0}\right)^2 \leq 1 \quad [4.23]$$

[5] [Zhang i Zhong, 1999]

$$si \quad \frac{N}{\varphi A_{ac}} < 0{,}2 \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{T}{T_0}\right)^2 - \left(\frac{V}{V_0}\right)^2} \cdot f_{ac} \quad [4.24]$$

$$llavors \rightarrow \left[\sqrt[5]{\frac{N}{1{,}4\varphi N_0} + \frac{\beta M}{M_0 \cdot \left(1 - 0{,}4 \cdot \frac{N}{N_{ex}}\right)}}\right]^7 + \left(\frac{T}{T_0}\right)^2 + \left(\frac{V}{V_0}\right)^2 \leq 1 \quad [4.25]$$

Quan la força axil és tracció:

$$\left[\sqrt[5]{\frac{N}{N_t} + \frac{M}{M_0}}\right]^7 + \left(\frac{T}{T_0}\right)^2 + \left(\frac{V}{V_0}\right)^2 \leq 1 \quad [4.26]$$

N Axil aplicat
M Moment Flector aplicat
T Moment Torsor aplicat
V Tallant aplicat

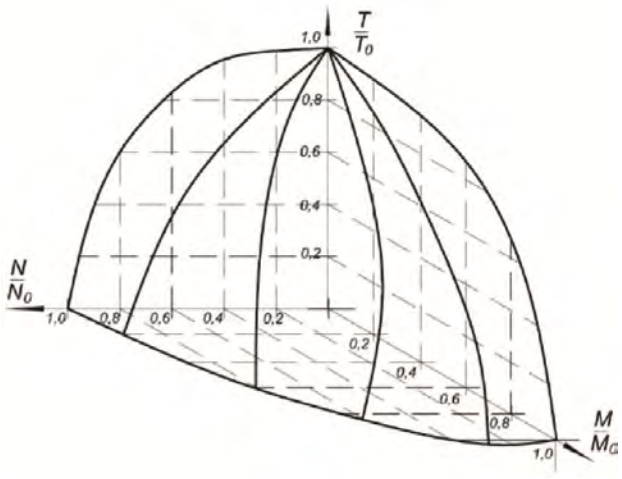


Diagrama d'interacció N-M-T[6]

[Fig. 4.7]

Són equacions de 4 termes. Quan $T = 0$, llavors aquestes fórmules canvien a 3 termes. Si $T = V = 0$, queden fórmules de 2 termes. Tant és si les seccions són massisses o buides.

$$N_0 = A_{ac} \cdot f_{sc} \quad [4.27]$$

$$N_t = k_1 \cdot A_a \cdot f \quad [4.28]$$

[6] [Zhang i Zhong, 1999]

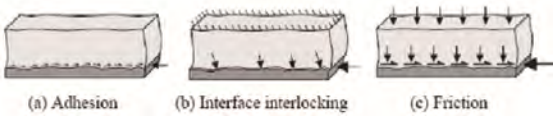
$$M_0 = \gamma_M \cdot W_{ac} \cdot f_{ac} \quad [4.29]$$

$$T_0 = \gamma_T \cdot W_{ac}^T \cdot f_{ac}^v \quad [4.30]$$

$$V_0 = \gamma_v \cdot A_{ac} \cdot f_{ac}^V \quad [4.31]$$

4.3.5 Mecanisme de transmissió de τ

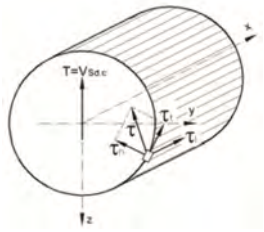
En el cas de les seccions CFT, hi ha tres mecanismes pels quals les tensions tangencials es poden transferir per la superfície entre el tub d'acer i el nucli de formigó: l'addhesió (a), les irregularitats de la interfície (b) i la fricció (c) **[fig. 4.8]**.



[Fig. 4.8]

Mecanismes de transmissió de tallant

Si de forma natural no es poden absorvir els mecanismes de transmissió, cal disposar connectors a l'interior del tub metàl·lic. Les tensions tangencials que es desenvolupen en la interfície entre formigó i acer són les següents:

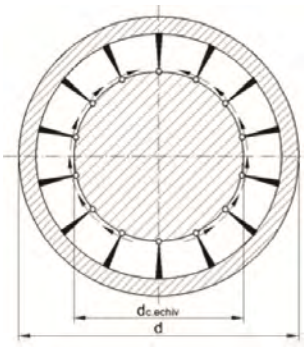


[Fig. 4.9]

Considerant un factor d'equivalència entre el formigó i l'acer *n*, l'àrea de formigó es converteix en una secció d'acer equivalent de valor:

$$A_{eq} = \frac{A_c}{n} \quad [4.32]$$

$$\text{Essent } n \approx 2 \cdot n_i = 2\frac{E_a}{E_{cm}} \quad [4.33]$$



[Fig. 4.10]

Model homogeneitzat de la secció

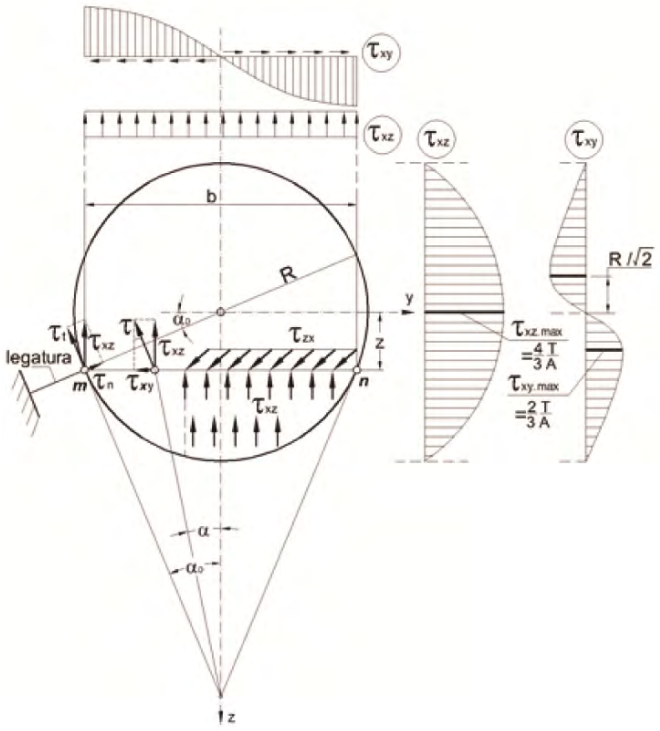
L'estat de tensions tangencials causades pel tallant $T = V_{Sd}$ es mostra en la **[fig. 4.11]**, on

$$\tau_{xz} = \tau_{zx} = \frac{(T \cdot S_y)}{(b \cdot I_y)} \quad [4.34]$$

S_y	$S_y = \frac{2}{3}\sqrt{(R^2 - z^2)^3}$	Moment estàtic de la secció referit a l'eix neutre
b	$b = 2\sqrt{R^2 - z^2}$	Amplada de la secció a distància z de l'eix neutre
I_y	$I_y = \frac{1}{64}\pi D^4$	Moment d'Inèrcia de la secció

Substituïnt els valors per les seves expressions corresponents:

$$\tau_{xz} = \frac{T \cdot (R^2 - z^2)}{3 \cdot I_y} = \frac{4 \cdot T}{3 \cdot A}\left(1 - \frac{z^2}{R^2}\right) \quad [4.35]$$



[Fig. 4.11]

Estat tensional que provoca el tallant en una secció CFT

El rasant τ_1 equivalent a la component normal τ_n de la tensió tangencial τ_{xz} serà:

$$\tau_n = \tau_1 = \tau_{xz} \cdot \sin\alpha_0 = \frac{4}{3}\frac{T}{A}\frac{1}{R^3} \cdot z \cdot (R^2 - z^2) \quad [4.36]$$

d'on els màxims valors de τ_1 i τ_n són obtinguts de la condició:

$$f'_{(z)} = 0 \quad \rightarrow \quad z = \frac{R}{\sqrt{3}} \quad [4.37]$$

D'aquí resulta que τ_{nmax} és

$$\tau_{nmax} = \frac{8}{9 \cdot \sqrt{3}}\frac{T}{A} = (0{,}51)\frac{T}{A} \quad [4.38]$$

Les tensions tangencials normal i longitudinal es poden apreciar a la **[fig. 4.11]**. El sumatori de τ_n dividit per un quart de la superfície interior del tub d'acer donarà el valor del rasant en la interfície entre el tub d'acer i el nucli de formigó:

$$\tau_f = \frac{4 \cdot \sum \tau_n}{2 \cdot \pi \cdot R_c} = \frac{4 \cdot \left(\frac{2}{3} R \cdot \tau_{nmax}\right)}{2 \cdot \pi \cdot R_c} = \frac{689 \cdot 10^{-4} \cdot T}{R_c \cdot R} \quad [4.39]$$

R_c Radi interior del tub d'acer
R Radi del nucli de formigó tenint el compte el factor *n* de conversió

$$A_{eq} = \frac{\pi \cdot R_c^2}{n} = \pi \cdot R^2 \quad \rightarrow \quad R = \frac{R_c}{\sqrt{n}} \quad [4.40]$$

Substituint el valor *R* en l'equació [4.39]:

$$\tau_f = 689 \cdot 10^{-4} \frac{\sqrt{n}}{R_c^2} \cdot T = 0{,}275 \frac{\sqrt{n}}{d_c^2} \cdot T \quad [4.41]$$

La força rasant per la longitud total del pilar i respectivament per la meitat de la secció, queda expressada per:

$$L_1 = \tau_f \frac{1}{2} \pi d_c \cdot 1 = 0{,}43 \frac{\sqrt{n}}{d_c} \cdot T \cdot 1 \quad [4.42]$$

En cas que de forma natural no s'absorveixi aquesta força produïda pels rasants, caldrà utilitzar connectors mecànics, el número dels quals vindrà donat per:

$$N \geq \frac{2 \cdot L_1}{P_{Rd}} \quad [4.43]$$

D'acord amb l'EC-4, el valor de disseny de la tensió rasant τ_{Rd} en cas de les seccions CFT és $\tau_{Rd} = 0{,}55$ N/mm^2. De l'expressió [4.41], el màxim valor de força tangencial per tal de no utilitzar connectors, vindrà donada de:

$$T_{max} = 2 \cdot \frac{d_c^2}{\sqrt{n}} \quad [4.44] \quad T\ en\ [N]\ i\ d_c\ en\ [mm]$$

Cal subratllar que la força tangencial T representa la part de la força tallant sobre el nucli de formigó del pilar mixt, podent ésser avaluat segons:

$$V_{Sc} = V_{Sd} \frac{A_{cv}}{A_{av} + A_{cv}} = V_{Sd} - V_{Sa} \quad [4.45]$$

$$A_{av} = \frac{2}{\pi} A_a \quad [4.46] \qquad A_{eq} = \frac{A_c}{n} \quad [4.47]$$

4.4 Criteris de disseny segons EC-4.
4.4.1 Propietats dels materials

Acer estructural laminat en calent

Els valors usuals utilitzats per aquest tipus d'acer són:

Table 2.1 *Mechanical properties of Celsius Sections*

Nominal steel grade to BS EN 100210-1	Nominal thickness of element *t* (mm)			
	$t \leq 40$ mm		40 mm $< t \leq$ 100 mm	
	f_y (N/mm²)	f_u (N/mm²)	f_y (N/mm²)	f_u (N/mm²)
S 275	275	430	255	410
S 355	355	510	335	490

[Fig. 4.12]

Altres valors utilitzats en el càlcul serien:

E_a	210000 N/mm^2	Mòdul d'elasticitat
G_a	$\frac{E_a}{2(1+\upsilon_a)}$ [4.48]	Mòdul d'elasticitat transversal
υ_a	0,3	Coeficient de Poisson
ρ_a	7850 kg/m^3	Densitat

Formigó estructural

El formigó que s'utilitza va des de 20 a 50 N/mm^2. L'efecte de l'escurçament del formigó pot ser realment significatiu sota càrregues aplicades a llarg termini. Caldrà disminuir el mòdul secant d'elasticitat del formigó per efectes a llarg termini, en funció de la proporció de càrrega permanent.
La densitat del formigó en massa s'accepta aproximadament 400 kg/m^3 i 2500 kg/m^3 si és armat. La resistència característica dels formigons i els seus mòduls secants:

Table 2.2 *Characteristic compressive strength f_{ck} (cylinders), mean tensile strength f_{ctm} and secant modulus of elasticity E_{cm} for structural concrete*

Strength class of concrete	C20/25	C25/30	C30/37	C35/45	C40/50	C45/55	C50/60
f_{ck} (N/mm²)	20	25	30	35	40	45	50
f_{ctm} (N/mm²)	2.2	2.6	2.9	3.2	3.5	3.8	4.1
E_{cm} (N/mm²)	29000	30500	32000	33500	35000	36000	37000

[Fig. 4.12]

Acer d'armar (barres corrugades)

Característiques dels acers segons les British Standards i EC2-1-1.

Es diferencia H –Classe alta- *(High Class)* i N –Classe normal- *(Normal Class)*.

Table 2.3 *Characteristic yield strength f_{sk}, ductility requirements and modulus of elasticity E_s of reinforcing steel*

Reinforcing steel standard	BS 4449: 1997[19]		DD ENV 10080: 1996[20]	
Name	460A (class N)	460B (class H)	B500A (class N)	B500B (class H)
f_{sk} (N/mm²)	460		500	
Total elongation at maximum force (%)	2.5	5.0	2.5	5.0
Elongation at fracture (%)	12	14	-	-
E_s (N/mm²)	210000†		210000†	

† According to EC4-1-1

[Fig. 4.13]

4.4.2 Coeficients de seguretat parcials

	Coeficients
Càrregues variables	1,50
Càrregues permanents	1,35

	Coeficients
Acer Laminat	1,05
Formigó	1,50
Acer corrugat de reforç	1,15

4.4.3 Bases dels mètodes de disseny

A l'Eurocodi EC4-1-1, les columnes aïllades són definides com a elements comprimits que són parts integrals de pòrtics translacionals o intranslacionals, però que cal considerar aïllades per al disseny.

L'EC2-1-1 defineix les estructures intranslacionals com:

- Aquelles estructures on la influència dels desplaçaments de les connexions produïdes pels moments i forces són negligibles. Altrament, són translacionals.
- Aquelles estructures que tenen pantalles o nuclis centrals.
- Pòrtics que els desplaçaments en primer ordre de les connexions no incrementa els efectes de les accions calculades sense considerar aquests desplaçaments més d'un 10%.

Segons DD ENV 1993-1-1:1992 (EC3-1-1) també es pot llegir la referència:

- Un pòrtic pot ser considerat intranslacional si la seva resposta a les forces horitzontals paral·leles al seu pla és suficientment rígida que es poden negligir forces internes addhicionals o moments extres procedents de desplaçaments horitzontals dels seus nodes.

4.4.4 Mètodes de disseny

4.4.4.1 Mètode General

Aquest mètode s'utilitza per a columnes mixtes sense simetria ni secció uniforme constant al llarg de la seva longitud. També s'utilitza per a columnes doblement simètriques i per a seccions constants quan no es poden satisfer els requisits per aplicar el mètode simplificat.

En aquestes circumstàncies, per aplicar el mètode general cal tenir en compte:

- No-linialitat geomètrica i material
- Efectes de 2on ordre en columnes esveltes
- Escurçament del formigó sota càrregues a llarg termini
- Contribució de les fissures del formigó en la resistència
- Imperfeccions per tal de calcular les forces internes i els moments en els dos eixos.
- Distribuació de les forces internes i els moments entre la secció d'acer i el formigó mitjançant una trajectòria clara de la càrrega.
- Transferència de la tensió tangencial a la superfície entre la secció d'acer i el formigó
- Fricció i connexió química conjuntament amb la connexió a tallant si és necessària.

Per tal de tenir en compte totes aquestes consideracions, cal fer servir software realment sofisticat que treballi amb no-linialitat ni geomètrica ni material. L'esforç de disseny, habitualment és considerable.

4.4.4.2 Mètode Simplificat

És un mètode fonamentat en certes assumpcions relacionades amb les configuracions geomètriques de les seccions mixtes. A més, adopta les Corbes Europees de Guerxament per a columnes d'acer. Es tracta d'un mètode que només requereix de càlculs manuals per a dissenyar professionalment. El procés de càlcul té sis parts:

1. Comprovació que se satisfan els requisits per poder aplicar el mètode simplificat.
2. Càlcul de les propietats de la secció
3. Càlcul de la resistència a guerxament de la columna
4. Comprovació de si cal considerar els efectes de 2on ordre
5. Càlcul de l'efecte d'interacció entre la càrrega axil i la flexió
6. Càlcul del tallant i del rasant

Limitacions del mètode Simplificat

- Cal que la columna sigui doblement simètrica i que sigui una secció uniforme al llarg de la columna.
- L'índex de contribució de l'acer ha de satisfer les següents condicions:

$$0'2 \leq \delta \leq 0'9 \quad [4.49]$$

Si δ és menor que 0'2, la columna ha de ser dissenyada segons EC2-1-1. Si la δ és major que 0'9, el formigó s'ignora de cara als càlculs i la columna és dissenyada com una barra metàl·lica.

- La màxima esveltesa adimensional de la columna mixta $\bar{\lambda}$ està limitada a 2'0.
- La màxima quantia d'armat longitudinal que pot ser considerat a l'anàlisi és de l'ordre del 6% de l'àrea de formigó. De totes maneres, si no cal pel càlcul a incendi, les columnes tubulars plenes de formigó no necessiten una quantia mínima. És a dir:

$$0\% \leq \frac{A_s}{A_c} \leq 6\% \quad [4.50]$$

4.4.5 Propietats de la secció

4.4.5.1 Resistència plàstica, $N_{pl,Rd}$

Representa la màxima càrrega que podem aplicar a una columna mixta de longitud reduïda. Les columnes tubulars reomplertes de formigó permeten millorar la

resistència d'aquest com a conseqüència dels efectes de pressió triaxial als quals està sotmès.

Pandeig Local de seccions buides d'acer

Abans de calcular la resistència plàstica de la secció, cal assegurar-se que no hi ha efectes de pandeig local; per tal de combatre aquest efecte, el gruix de les xapes de la secció d'acer han de complir:

$$h/t \leq 52 \cdot \varepsilon^2 \quad [4.51], \textit{ en seccions rectangulars plenes de formigó (RHS)}$$

$$d/t \leq 90 \cdot \varepsilon^2 \ [4.52], \textit{ en seccions circulars plenes de formigó (CHS)}$$

$essent$:

t	*Gruix de paret de la secció tubular d'acer*
h	*És la dimensió llarga de la secció rectangular*
d	*És el diàmetre exterior de la secció circular*
ε	$\sqrt{235/f_y}$ [4.53]
f_y	*Resistència característica de l'acer*

Seccions rectangulars plenes de formigó (RHS)

La resistència plàstica d'aquest tipus de seccions ve donada per:

$$N_{pl,Rd} = \frac{A_a f_y}{\gamma_a} + \frac{A_s f_{sk}}{\gamma_s} + \frac{A_c f_{ck}}{\gamma_c} \quad [4.54]$$

$essent$:

A_a	*Àrea de la secció d'acer*
A_s	*Àrea de les armadures*
A_c	*Àrea de formigó*
f_y	*Resistència característica de l'acer laminat*
f_{sk}	*Resistència característica de l'acer d'armar*
f_{ck}	*Resistència característica del formigó*

Directament es pot expressar com:

$$N_{pl,Rd} = A_a f_{yd} + A_s f_{sd} + A_c f_{cd} \quad [4.55]$$

Seccions circulars plenes de formigó (CHS)

En aquests pilars cal incloure l'efecte del confinament del formigó en el càlcul de la resistència plàstica de la secció. De la mateixa manera, la tensió que es transmet al

perfil metàl·lic perimetral com a conseqüència del confinament redueix la seva capacitat resistent a axil.

En general, la resistència d'una secció a compressió pot augmentar de l'ordre d'un 15% sota càrregues axils quan es consideri l'efecte del confinament. Això evidentment, depèn de l'esveltesa de la columna en qüestió. Per columnes mixtes amb una esveltesa adimensional de $\bar{\lambda} > 0'5$, aquest efecte no es pot considerar i la resistència plàstica es calcula com en el cas d'una secció rectangular.

A més a més, cal una interpolació linial per tenir en compte qualsevol excentricitat de càrrega. Malgrat tot, la excentricitat *e* de la càrrega aplicada no pot excedir el valor $^{d}/_{10}$, on *d* és el diàmetre exterior del perfil tubular.

L'excentricitat es defineix com:

$$e = \frac{M_{Sd}}{N_{Sd}} \quad [4.56]$$

on
M_{Sd} És el màxim moment de disseny
N_{Sd} És el màxim axil de disseny

La resistència plàstica d'una secció tubular plena de formigó és:

$$N_{pl,Rd} = A_a \eta_2 f_{yd} + A_s f_{sd} + A_c f_{cd} \left[1 + \eta_1 \frac{t}{d} \frac{f_y}{f_{ck}}\right] \quad [4.57]$$

on *t* *És el gruix de la paret exterior en mm*

η_1	$\eta_{10}\left(1 - \frac{10e}{d}\right)$ [4.58]	per $0 < e \leq {}^{d}/_{10}$
	0	per $e > {}^{d}/_{10}$
η_2	$\eta_{20} + (1 - \eta_{20})\frac{10e}{d}$ [4.59]	per $0 < e \leq {}^{d}/_{10}$
	1	per $e > {}^{d}/_{10}$

Els valors bàsics η_{10} i η_{20} depenen de l'esveltesa adimensional $\bar{\lambda}$, i estan definits:

$\eta_{10} = 4'9 - 18'5\bar{\lambda} + 17\lambda^{-2}$ [4.60] però $\eta_{10} \geq 0$
$\eta_{20} = 0'25(3 + 2\bar{\lambda})$ [4.61] però $\eta_{20} \leq 1$

Si l'excentricitat *e* excedeix el valor $^{d}/_{10}$, o si l'esveltesa adimensional excedeix el valor de 0'5, llavors $\eta_{10} = 0$ i $\eta_{20} = 1$. Hi ha una taula que relaciona aquests valors **[fig. 4.14]**:

Table 2.4 *Basic values of η_{10} and η_{20} to allow for the effect of triaxial confinement in concrete filled circular hollow sections*

Non-dimensional slenderness ratio $\bar{\lambda}$	0	0.1	0.2	0.3	0.4	≥ 0.5
η_{10}	4.90	3.22	1.88	0.88	0.22	0
η_{20}	0.75	0.80	0.85	0.90	0.95	1.00

[Fig. 4.14]

Taula de valors η segons esveltesa.

4.4.5.2 Rigidesa efectiva a flexió

Càrregues a curt termini

La rigidesa efectiva de la secció pot obtenir-se a partir de la suma de rigideses de cadascun dels components individuals:

$$(EI)_e = E_a I_a + E_s I_s + 0'6 E_{cm} I_c \quad [4.62]$$

on

I_a	És el moment d'inèrcia del perfil
I_s	És el moment d'inèrcia de les barres d'acer
I_c	És el moment d'inèrcia del formigó
E_a	Mòdul elàstic de l'acer laminat
E_s	Mòdul elàstic de l'acer d'armar
$0'6E_{cm}I_c$	Rigidesa efectiva del formigó (empírica)
E_{cm}	Mòdul d'elasticitat secant del formigó

Càrregues a llarg termini

Per columnes sotmeses a càrregues a llarg termini, l'escurçament del formigó provoca una reducció en la rigidesa efectiva elàstica de la columna mixta, reduint-ne la resistència a pandeig. Aquest efecte només és significatiu per columnes esveltes. Com a norma general, l'efecte de les càrregues a llarg termini ha de ser considerat si la longitud de pandeig de la columna mixta sobrepassa de 15.

Si l'excentricitat de la càrrega és més de dues vegades la dimensió de la secció, l'efecte sobre el moment flector aplicat produït per l'increment de desviació com a conseqüència de l'escurçament del formigó serà molt reduït. En conseqüència, es pot negligir la càrrega a llarg termini. Per altra part, no cal fer provisió si l'esveltesa

adimensional de la columna mixta és inferior que els valors donats per la taula següent:

Valors límit de $\bar{\lambda}$ per a càrregues a llarg termini

Tipus de pòrtic	Pòrtic intranslacional	Pòrtic translacional
Seccions plenes de formigó	$\frac{0'8}{(1-\delta)}$ [4.63]	$\frac{0'5}{(1-\delta)}$ [4.64]

El factor de contribució de l'acer δ es defineix com:

$$\delta = \frac{A_a f_{yd}}{N_{pl,Rd}} \quad [4.65]$$

Si l'excentricitat de la càrrega és menor que dues vegades la secció i l'esveltesa adimensional de la secció mixta és menor que els valors donats a la taula anterior, l'efecte de l'escurçament del formigó hauria de ser permès tot reduint el mòdul elàstic efectiu del formigó al valor de:

$$E_{c\infty} = E_{cd}\left(1 - \frac{0'5 N_{G,Sd}}{N_{Sd}}\right) \quad [4.66]$$

on
N_{Sd} És la càrrega de disseny aplicada
$N_{G,Sd}$ És la càrrega permanent de disseny aplicada

La taula de valors límit per a esvelteses reduïdes també permet ignorar l'efecte de les càrregues a llarg termini per a seccions plenes de formigó amb $\bar{\lambda} \leq 2$, amb la condició que δ sigui major de 0'6 per a columnes intranslacionals i 0'75 per a columnes translacionals.

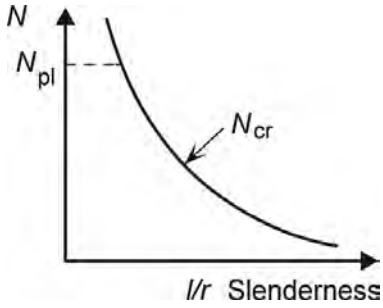
4.4.6 Resistència a pandeig de la secció

La resistència plàstica a compressió de la secció $N_{pl,Rd}$ representa la màxima càrrega que pot aplicar-se a una columna no esvelta. Malgrat tot, per columnes esveltes, amb una càrrega crítica limitada, les consideracions a pandeig són realment importants.

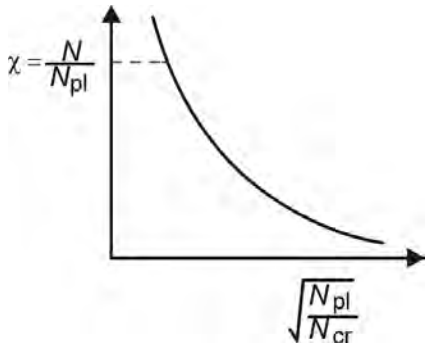
En la **[fig. 4.15.b]** la resistència de pandeig de la columna és expressada com una proporció χ de la resistència plàstica a compressió $N_{pl,Rd}$ sense dimensionar l'axil vertical en comparació amb la **[fig. 4.15.a]**. L'axil horitzontal pot ser no dimensionat de

forma similar a partir de l'ús de la càrrega crítica de pandeig d'Euler, com es pot apreciar a la **[fig. 4.15.b]**.

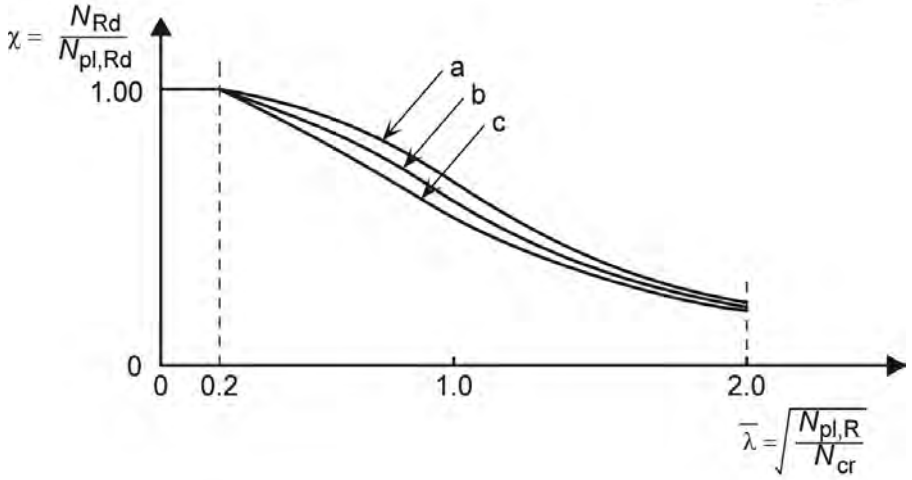
A través d'incorporar els efectes d'ambdós esforços i les imperfeccions geomètriques, les corbes europees de pandeig es dibuixen sobre aquesta base, tal i com es mostra a la **[fig. 4.15.c]**. Aquestes corbes serveixen tant pel disseny de columnes mixtes com d'acer.



[Fig. 4.15.a]
Corba de pandeig de columna idealitzada



[Fig. 4.15.b]
Corba de pandeig de columna adimensional



[Fig. 4.15.c]
Corbes de pandeig europees d'acord amb l'EC3-1-1

La resistència a pandeig es calcula a partir de la resistència plàstica de la secció i la càrrega crítica d'Euler tot utilitzant la corba EC3-1-1. La càrrega crítica d'Euler ve donada per:

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 (EI)_e}{l^2} \quad [4.67]$$

on
$(EI)_e$ És la rigidesa efectiva a flexió de la columna
l És la longitud de pandeig de la columna

EC4-1-1 suggereix que la longitud de pandeig d'una columna aïllada en un pòrtic intranslacional ha de ser presa –amb caràcter conservador- igual que la seva longitud L. Alternativament, la longitud de pandeig ha de ser determinada a partir de l'Annex E de EC3-1-1. L'esveltesa adimensional ve donada per:

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{N_{pl,R}}{N_{cr}}} \quad [4.68]$$

on $N_{pl,R}$ És la resistència plàstica de la secció mixta, amb coeficients de minoració dels materials de 1

La resistència d'un pilar mixte en compressió axial s'obté de:

$$N_{Rd} = \chi \cdot N_{pl,Rd} \quad [4.69]$$

on χ És el coeficient de reducció per pandeig obtingut a partir de la corba *a* de EC3-1-1 i depen de l'índex d'esveltesa adimensional $\bar{\lambda}$.

El coeficient de reducció per pandeig χ ve determinat per:

$$\chi = \frac{1}{\phi + \left[\phi^2 - \bar{\lambda}^2\right]^{0.5}} \quad [4.70] \qquad \text{Però } \chi \leq 1$$

on $$\varphi = 0.5\left[1 + \alpha\left(\bar{\lambda} - 0.2\right) + \bar{\lambda}^2\right] \quad [4.71]$$

on α És un paràmetre d'imperfecció depenent de la corba de pandeig considerada.

Corbes de pandeig rellevants i coeficients d'imperfecció

D'acord amb EN 1994-1-1, les seccions buides circulars o rectangulars plenes de formigó en massa o armat –fins a un 3%- poden ser dissenyades utilitzant la corba *"a"* de pandeig amb un factor d'imperfecció $\alpha = 0.21$. Malgrat tot, les seccions plenes de formigó que contenen entre un 3% i un 4% d'armadura han de ser dissenyades a partir de la corba *"b"* amb un factor d'imperfecció $\alpha = 0.34$.

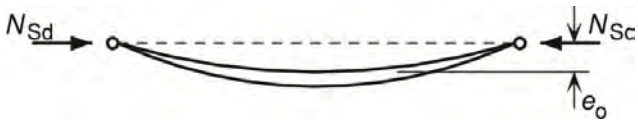
Encara que no de forma explícita, el punt 4.8.3.2 de l'EC4-1-1 diu que pilars mixtes aïllats intranslacionals no precisen de ser comprovats a pandeig, si qualsevol de les següents condicions se satisfà:

1. L'axil del pilar és menor de $0.1N_{cr}$

2. L'esveltesa adimensional és $\bar{\lambda} < 0.2$

4.4.7 Anàlisi dels moments flectors a causa dels efectes de 2on ordre

Sota l'acció de la càrrega de disseny axil N_{Sd} en un pilar amb una imperfecció inicial e_0, tal i com s'aprecia a la **[fig. 4.16]**, hi haurà un moment intern màxim de $N_{Sd} \cdot e_0$. És important de veure que aquest moment en *"segon ordre"* o *"moment d'imperfecció"* no ha de ser considerat separadament ja que el seu efecte en la resistència de la columna ja està contat en les corbes europees de pandeig.



[Fig. 4.16]

Imperfecció inicial del pilar sota càrrega axil

Malgrat tot, a més de les forces axils, un pilar mixte ha d'estar també subjecte a moments com a conseqüència de les càrregues transversals que hi actuen, ja que un pilar és una part d'un pòrtic. Els moments i desplaçaments obtinguts inicialment es coneixen com a valors *"en primer ordre"*. Per a columnes esveltes, els desplaçaments en "primer ordre" poden ser significatius i els moments flectors addicionals –o *"en segon ordre"*- poden ser induïts sota les accions de les càrregues aplicades. Com norma bàsica, els efectes de segon ordre haurien de ser considerats si la longitud de pandeig en relació a la profunditat de la columna excedís de 15.

Els efectes de segon ordre en moments flectors per pilars aïllats intranslacionals haurien de ser considerats si ambdues de les següents condicions se satisfessin:

1. $\frac{N_{Sd}}{N_{cr}} > 0.1$ [4.72]

N_{Sd} És la càrrega aplicada de disseny
N_{cr} És la càrrega crítica de pandeig

2. $\bar{\lambda} > 0.2(2 - r)$ [4.73]

on
$\bar{\lambda}$ És l'esveltesa adimensional
r És l'índex del més petit o més gran moment. Si hi ha qualsevol càrrega transversal, *r* ha de prendre's 1.0

Els efectes de segon ordre en una columna aïllada intranslacional poden ser permesos tot modificant el moment flector màxim $M_{max,Sd}$ amb un factor de correcció *k* que es defineix:

$$k = \frac{\beta}{1 - \frac{N_{Sd}}{N_{cr,eff}}} \geq 1.0 \quad [4.74]$$

on

N_{Sd} És la càrrega aplicada de disseny

$N_{cr,eff}$ És la càrrega crítica de pandeig basada en la longitud del sistema L, i un valor de disseny reduït de rigidesa efectiva $(EI)_{e,II}$

$$(EI)_{e,II} = 0.9(E_a I_a + E_s I_s + 0.5 E_{cm} I_c) \quad [4.75]$$

Essent:

$$\beta = el\ factor\ de\ moment\ equivalent$$

Per columnes amb càrrega transversal en la seva longitud, el valor per β s'ha de prendre com 1.0. Per a moments finals purs, β pot determinar-se de la següent forma:

$$\beta = 0.66 + 0.44 \cdot r \quad [4.76] \qquad per\grave{o}\ \beta \geq 0.44$$

4.4.8 Flexocompressió

El disseny d'un pilar mixt subjecte a una compressió combinada amb flexió es porta a terme amb els següents passos:

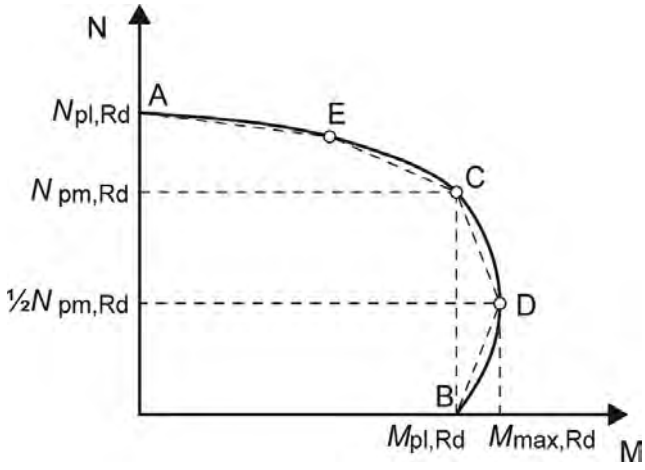
1. El pilar mixt s'aïlla del pòrtic i els moments finals que resulten de l'anàlisi del sistema com una globalitat són presos en consideració en el pilar sol. Els moments interns en la longitud de la columna estan determinats a partir de la consideració estructural dels moments i axils finals.
2. Per cada eix de simetria, la resistència a compressió tenint en compte el pandeig es comprova amb l'esveltesa adimensional més rellevant de la columna mixta.
3. En presència del moment aplicat sobre d'un eix particular, la resistència a moment de la secció mixta haurà de ser comprovada amb l'esveltesa adimensional rellevant del pilar. Per exemple, en l'eix yy' ho comprovarem a partir de $\bar{\lambda}_y$ en comptes de $\bar{\lambda}_z$ encara que $\bar{\lambda}_z$ pugui ser major i en conseqüència major que $\bar{\lambda}_y$.

4. Per pilars esvelts, s'inclouran els efectes de càrrega a llarg termini i els efectes de segon ordre.

4.4.8.1 Compressió i Flexió Uniaxial

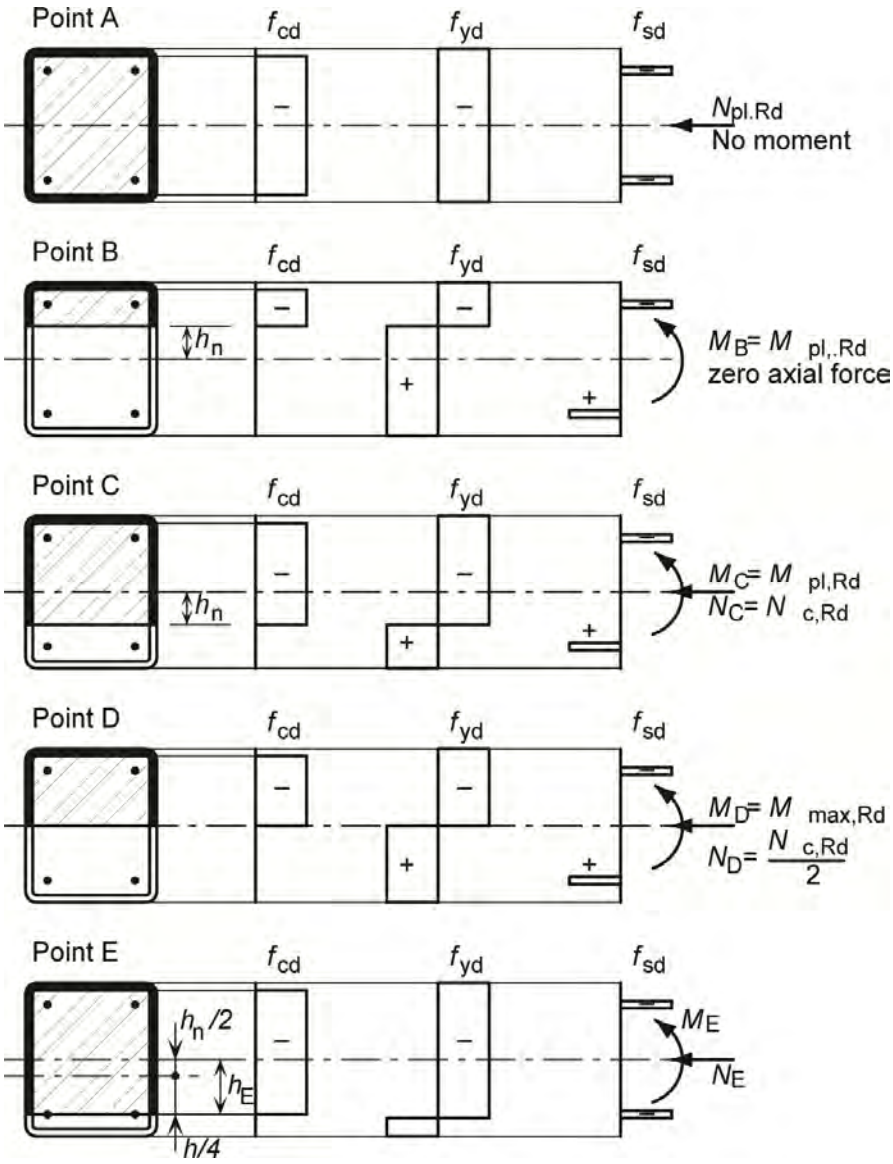
En l'EC4-1-1, la resistència d'un pilar mixt sotmès a compressió composta és determinat a partir d'una corba d'interacció. Com a tendència general, a mesura que augmenta l'axil també disminueix el màxim moment que resisteix la secció; malgrat tot, i tal i com es pot observar en la **[4.17]** hi ha un interval de sol·licitació axil que millora la resistència a moment de la secció. La raó per la qual això succeeix és que, sota algunes condicions favorables, la càrrega axil en el pilar redueix la fissuració del formigó i converteix la mateixa secció en una de més eficient.

Segons l'EC4, la corba d'interacció de qualsevol pilar mixt es defineix a partir de 5 punts, tal i com es mostra:



[Fig. 4.17]

La **[fig. 4.18]** mostra la distribució de tensions de la secció d'un pilar CFT als punts A,B,C,D i E de la corba d'interacció donada a la **[fig. 4.17]:**



[Fig. 4.18]

PUNT A Indica la resistència plàstica de la secció a compressió, sense cap moment aplicat.

$N_A = N_{pl,Rd}$

$M_A = 0$

PUNT B Indica el moment resistent

$N_B = 0$

$M_B = M_{pl,Rd}$

PUNT C El moment i l'axil aplicat es poden trobar per:

$N_A = N_{pm,Rd}$

$M_A = M_{pl,Rd}$

PUNT D La força axil és la meitat que la del punt C

$N_A = N_{pm,Rd}/2$

$M_A = M_{max,Rd}$

PUNT E Punt mig entre A i C

El moment plàstic de la secció CFT pot calcular-se com:

$$M_{pl,Rd} = f_{yd} \cdot (W_{pa} - W_{pan}) + 0{,}5 \cdot f_{cd} \cdot (W_{pc} - W_{pcn}) + f_{sd} \cdot (W_{ps} - W_{psn}) \quad [4.77]$$

on

f_{yd}	Resistència de càlcul de l'acer
f_{cd}	Resistència de càlcul del formigó
f_{sd}	Resistència de càlcul de l'acer de reforç
W_{pa}	Mòdul resistent de la secció d'acer
W_{pc}	Mòdul resistent de la secció de formigó
W_{ps}	Mòdul resistent de la secció de l'acer de reforç
W_{pan}	Mòdul resistent de la secció d'acer en una distància $2h_n$ de la FN
W_{pcn}	Mòdul resistent de la secció de formigó en una distància $2h_n$ de la FN
W_{psn}	Mòdul resistent de la secció d'acer de reforç en una distància $2h_n$ de la FN

Per a seccions circulars,

$$W_{pc} = \frac{(b-2t)\cdot(h-2t)^2}{4} - \frac{2}{3}\cdot r^3 - r^2\cdot(4-\pi)\cdot\left[\frac{h}{2} - t - r\right] - W_{ps} \quad [4.78]$$

I en general per totes les seccions,

$$h_n = \frac{A_c \cdot f_{cd} - A_{sn} \cdot (2 \cdot f_{sd} - f_{cd})}{2 \cdot b \cdot f_{cd} + 4 \cdot t \cdot (2 \cdot f_{yd} - f_{cd})} \quad [4.79]$$

On

A_{sn}	És l'àrea de les barres de reforç dins de la zona $2h_n$

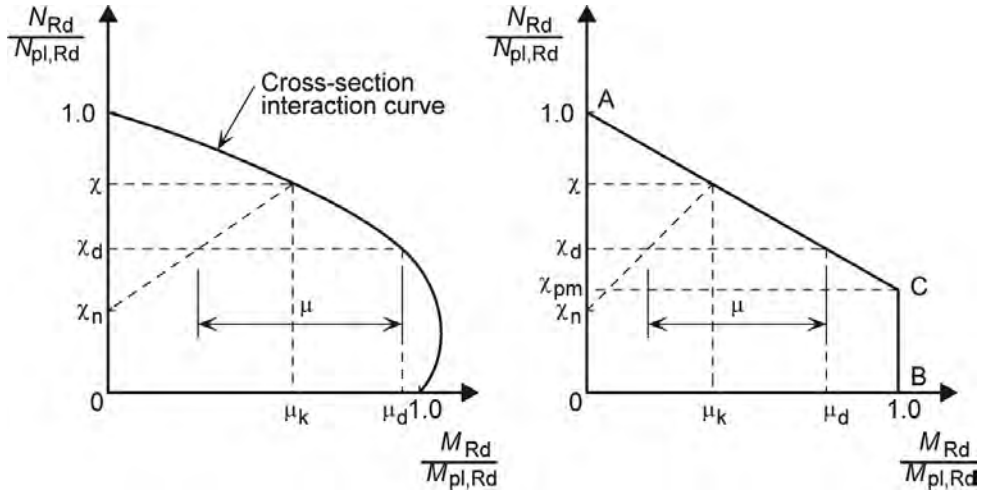
Per calcular les resistències en el punt addhicional E, $N_{E,Rd}$ i $M_{E,Rd}$, la fibra neutra es col·loca entre h_n i el límit de la secció, de tal manera que $h_E = 0{,}5h_n + 0{,}25h$ [4.79]

Considerem les corbes d'interacció per compressió composta [Fig. 1]. Sota un axil aplicat N_{Sd} igual a $\chi N_{pl,Rd}$, la coordenada horitzontal $\mu_k \cdot M_{pl,Rd}$ representa el moment de segon ordre produït per les imperfeccions de la columna, conegut com "el moment d'imperfecció". La influència de les imperfeccions disminueix quan la càrrega axil és menys de χ_n i χ. Per un índex de càrrega axil inferior que χ_n, l'efecte de les imperfeccions es pot negligir.

És important subratllar que el valor χ_n té en compte que la influència de les imperfeccions i el moment flector no sempre actuen desfavorablement alhora. Per pilars només amb moments finals, χ_n es pot determinar de la següent manera:

$$\chi_n = \frac{(1-r)}{4} \cdot \chi \quad [4.80]$$

On r és la proporció de moment petit respecte del gran. Si hi ha càrregues transversals al pilar, llavors r s'ha de pendre com a unitat i χ_n és igual a zero.



a) **b)**

[Fig. 4.19]

Corbes d'Interacció per compressió composta utilitzant (a) el mètode de l'EC-4-1-1 i (b) el mètode simplificat de les normes britàniques.

L'EC4-1-1 considera que el disseny és adequat quan es compleix la condició següent:

$$M_{Sd} \leq 0{,}9 \cdot \mu \cdot M_{pl,Rd} \quad [4.81]$$

5. VIABILITAT DE L'ESTUDI

5.1 Fonts de documentació.

5.1.1 Biblioteques i bases de dades

ETSAB	Biblioteca de l'Escola Tècnica Superior d'Arquitectura de Barcelona
ETSAV	Biblioteca de l'Escola Tècnica Superior d'Arquitectura del Vallès
CDECMA	Centre de Documentació E.T.S. Ingeniers de Camins
COAC	Biblioteca del Col·legi d'Arquitectes de Catalunya
ELSEVIER	Base de dades britànica d'articles científics *www.elsevier.com*
SCIENCE.DIRECT	Base de dades britànica d'articles científics
WANFANGDATA	Base de dades asiàtica d'articles científics *www.wanfangdata.com*
THOMAS TELFORD	Base de dades britànica d'articles científics

5.1.2 Centres d'Investigació

CIMNE	Centre Internacional pels Mètodes Numèrics en Enginyeria
ITC	Institut per a la Construcció Tubular
CIDECT	Comité Internacional per al Desenvolupament i l'Estudi de la Construcció Tubular.

5.2 Pla de treball

5.2.1 Treballs realitzats

5.2.1.1 Consideracions relatives a les fases de construcció.

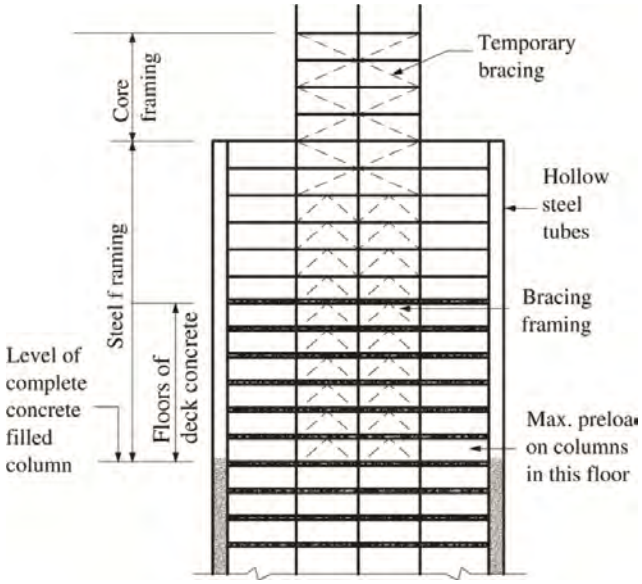
En el punt **4.2** ja s'ha comentat que una de les principals avantatges dels pilars CFT és la seva rapidesa i facilitat d'execució. És a dir, la naturalesa d'una secció mixta permet la possibilitat de construir els edificis (sobretot en alçada) d'una forma econòmica i ràpida; en una primera fase, es comença només amb la part metàl·lica de l'estructura i aquesta es dimensiona només per carregar el percentatge de pesos propis. La resta de càrregues s'apliquen en una segona fase a la totalitat de la secció mixta (quan els perfils buits s'omplen de formigó).

D'aquesta manera, en els edificis en altura, els perfils tubulars dels pilars mixtes estan sotmesos a un estat de pre-càrrega pròpia d'un estat de càrregues provisionals de construcció. El procediment és el següent: en una primera fase es comença construint l'esquelet metàl·lic de l'estructura i s'alcen un nombre determinat de plantes, i a posteriori es procedeix a bombejar el formigó dins de les seccions metàl·liques. Això accelera notablement el procés de construcció, ja que permet el treball independent

d'execució de la perfileria metàl·lica –soldadures, unions, etc.- i el de les fases de formigonat i fraguat.

[Fig. 5.1]

Edifici construït seqüencialment



[Fig. 5.2]

Esquema de construcció seqüencial on s'ha triangulitzat provisionalment l'estructura per tal d'absorvir els esforços produïts pels embats horitzontals.

Aquest procediment de càrrega produeix un estat de pre-compressió en el tub metàl·lic, que sens dubte afecta a l'estat tensional final de la secció i acaba reduïnt la capacitat de càrrega d'aquesta. L'efecte s'incrementa sobretot en les columnes més esveltes.

Anàlisi de l'efecte de la pre-càrrega en les columnes esveltes.

Tal i com s'expressa en el capítol 4.3.2 d'aquest projecte, l'excentricitat a la meitat del pilar que es deriva d'una càrrega axil en una secció CFT ve donada per l'expressió:

$$\delta = \frac{\delta_0}{1 - \frac{N}{N_{a,cr}}} \quad [5.1]$$

Aquesta expressió és vàlida si es considera un valor de δ_0 apropiat. En el cas d'un pilar pre-comprimit (càrrega axil N_{pre}), l'excentricitat màxima a la meitat de la columna δ_1 ve donada per:

$$\delta_1 = \frac{\delta_0}{1 - \frac{N_{pre}}{N_{a,cr}}} \quad [5.2]^7$$

δ_1 és l'excentricitat que cal considerar com a inicial en el moment que omplim la secció metàl·lica de formigó ($\delta_0 = \delta_1$) i cal també utilitzar una càrrega d'Euler equivalent ($N_{cr} - N_{pre}$) per tal de considerar l'acció de la pre-càrrega. A partir d'aquí, quan apliquem una càrrega extra N_{add} a la secció mixta en aquest cas, l'excentricitat màxima total tindrà un valor:

$$\delta_2 = \frac{\delta_1}{1 - \frac{N_{add}}{N_{cr} - N_{pre}}} = \frac{1 - N_{pre}/N_{cr}}{1 - N_{pre}/N_{a,cr}} \cdot \frac{\delta_0}{1 - \frac{N_{pre} + N_{add}}{N_{cr}}} \quad [5.3]^8$$

El primer factor de l'expressió representa el *factor d'amplificació* que produeix la pre-càrrega sobre l'excentricitat inicial δ_0. Normalment, la capacitat de càrrega a compressió de la columna és més petita que la càrrega crítica d'Euler; els estudis empírics del fenomen de la pre-càrrega condueixen a afirmar que la càrrega d'Euler en el factor d'amplificació ha de ser substituït per la càrrega màxima a guerxament de la secció per tal de determinar la influència de la pre-càrrega d'una forma més acurada.

$$\xi_{pre} = \frac{1 - N_{pre}/N_{Ek}}{1 - N_{pre}/N_{a,Ek}} \geq 1.0 \quad [5.4]^9$$

ξ_{pre} Factor d'influència de la pre-càrrega .
N_{Ek} Capacitat de càrrega a guerxament de la secció mixta sense efecte de pre-càrrega.
$N_{a,Ek}$ Capacitat de càrrega a guerxament de la secció d'acer.

[7] J.Y. Richard Liew, D.X. Xiong/ Journal of Constructional Steel Research 65 (2009) pp. 712 (12)
[8] J.Y. Richard Liew, D.X. Xiong/ Journal of Constructional Steel Research 65 (2009) pp. 712 (13)
[9] J.Y. Richard Liew, D.X. Xiong/ Journal of Constructional Steel Research 65 (2009) pp. 712 (14)

Considerant doncs l'efecte de la pre-càrrega amb un factor que amplifica l'excentricitat inicial en: $\delta_0' = \xi_{pre} \cdot \delta_0$, el coeficient de reducció de resistència de la secció com a conseqüència del guerxament tot considerant els efectes de la pre-càrrega és:

$$\chi_{pre} = \frac{N_{pre,Ek}}{N_{pl,Rk}} = \frac{1}{\varphi_{pre} + \sqrt{\varphi_{pre}^2 - \lambda^2}} \quad [5.5]^{10}$$

$$on \quad \varphi_{pre} = 0{,}5 \cdot \left[1 + \alpha\left(\xi_{pre} \cdot \lambda - 0{,}2\right) + \lambda^2\right] \quad [5.6]^{11}$$

Aquestes expressions posen de manifest que la càrrega màxima a guerxament que resisteix la secció és menor que sense l'efecte previ de la pre-càrrega.

Anàlisi de l'efecte de la pre-càrrega en la distribució de tensions en una secció mixta.

En l'apartat 4.3.2 d'aquest projecte s'han mencionat les equacions constitutives del formigó en estat normal i en estat de confinament. En l'apartat 4.3.1 es defineixen també les equacions pròpies de l'acer. Finalment, en el **capítol 4.3.3** s'ha explicat de quina manera una secció mixta reparteix les tensions en el si dels dos materials que la formen, entenent que tenen mòduls elàstics diferents.

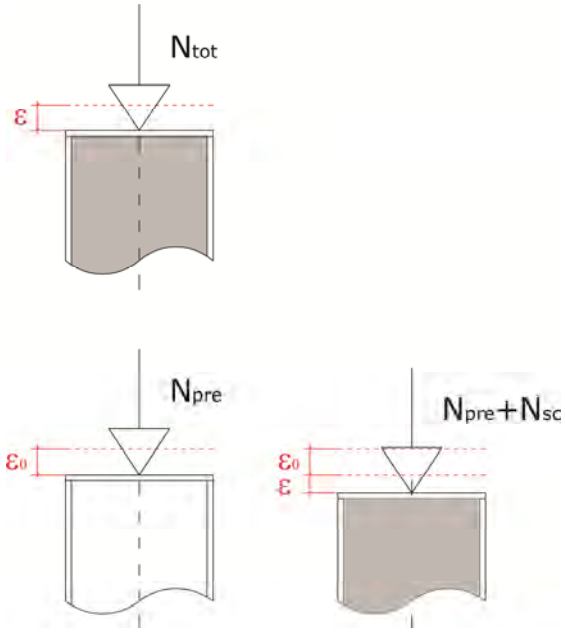
Si suposem un procés de construcció continu on la part metàl·lica de la secció mixta comença a treballar ja com a estructura provisional i on el formigonat s'executa temps després per tal d'accelerar la durada de l'obra, el procés d'entrada en càrrega i el repartiment de tensions dins la secció mixta també és diferent.

En els edificis en alçada realitzats seguint el procés anterior, on la part metàl·lica dels pilars mixtes està pre-carregada i per tant, pre-deformada en el moment del formigonat, el repartiment de tensions en cada fase de càrrega també canvia. És a dir, l'acer ja ha consumit part del seu recorregut elàstic i en conseqüència pot arribar abans de confinar el nucli de formigó a la plastificació.

A diferència del funcionament que té una secció mixta on els dos materials treballen solidàriament des d'un inici, si el formigonat es produeix quan el perfil ja ha entrat en càrrega, les avantatges del perfil mixt s'aprofiten només per a l'increment de càrrega que hi hagi des del fraguat del formigó –les sobrecàrregues, les càrregues permanents d'elements constructius i les sol·licitacions horitzontals. A més, com que el formigó comença a treballar en el seu rang elàstic quan l'acer ja n'ha recorregut un bon tros del seu, és difícil que el tub perimetral de la secció pugui conferir un efecte de confinament al nucli de formigó.

[10] J.Y. Richard Liew, D.X. Xiong/ Journal of Constructional Steel Research 65 (2009) pp. 712 (15)
[11] J.Y. Richard Liew, D.X. Xiong/ Journal of Constructional Steel Research 65 (2009) pp. 712 (16)

Això s'explica perquè en la primera fase de càrrega d'aquest tipus de seccions, el coeficient de poisson de l'acer és major que el de formigó i la deformació que experimenta el tub d'acer també és major. És quan el formigó comença a treballar a tensions més altes que té una major deformació transversal i que per tant, va confinant-se cada cop més. Si el formigó no arriba a treballar a aquestes tensions i arriba a plastificar abans l'acer, llavors l'efecte de confinament que s'atribueix a aquest tipus de seccions no es produeix.



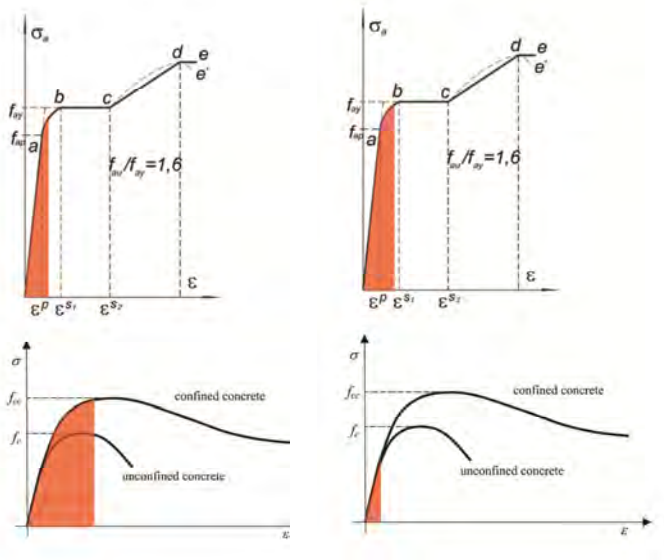
CAS A

Entrada en càrrega total de la secció conjunta. El pilar aprofita les avantatges de ser una secció mixta i es produeix un efecte de confinament del formigó del nucli.

CAS B

Pre-càrrega inicial (PP estructura) del perfil tubular sense el formigó interior. La secció només treballa mixta per a l'increment de càrrega des del moment en què el formigó ha fraguat. És possible que no es produeixi l'efecte de confinament del nucli de formigó.

[Fig. 5.3]



ESTAT TENSIONAL

L'acer ha estat pre-comprimit inicialment, i per tant ja ha fet part del seu recorregut elàstic [Fig. 1-a] mentre que el formigó comença a tensionar-se en la seva fase elàstica [Fig. 1-b]. Com que en aquesta fase el coeficient de poisson de l'acer és major que el del formigó, no es produeix un efecte de confinament sobre d'aquest i l'acer en aquest cas pot arribar abans a la plastificació.

[Fig. 5.4]

5.2.1.2 Optimització de la secció: H-CFT (Seccions mixtes de nucli buit)

Des de fa molt temps que és pal·lès el potencial que pot aportar la combinació de ductilitat i resistència de l'acer amb la capacitat a compressió del nucli de formigó. Com a elements mixtes, els pilars de secció CFT foren descrits a principis del segle XX[12]. Els estudis de pilars plens de formigó de nucli alleugerit (H-CFT) començaren en les últimes tres dècades d'aquest mateix segle.

Les avantatges de les seccions mixtes alleugerides són evidents:

- ✓ Menor consum de formigó i menor pes global de l'estructura.
- ✓ Es poden col·locar tubs, cables i altres instal·lacions en l'interior dels nuclis de formigó dels pilars mixtes.
- ✓ Un millor comportament de la secció a guerxament.
- ✓ Més facilitat d'ensamblatge.

Aquest tipus de seccions poden ser també fabricades amb un nucli de formigó de successives capes concèntriques, cosa que pot incrementar les propietats físiques de l'element, així com la seva densitat. El procediment per a reomplir parcialment els perfils d'acer tubulars és el de *centrifugat*.

El procés de centrifugat *(spinning)* va començar a ser àmpliament aplicat al món industrial a principis del segle XX en metal·lúrgia i formigó (en peces de secció anular). Tot utilitzant innovacions científiques de les primeres tres dècades del segle XX, E. Morkvart va formular les principals tesis del procés de centrifugat. Aplicant alguns postulats i lleis de la mecànica del sòlid, va treure'n relacions en el dia d'avui encara molt utilitzades.

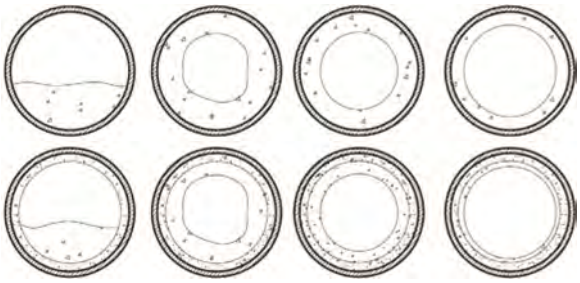
La clau del centrifugat és que durant el procés, la mescla humida de formigó es distribueix uniformement i com a conseqüència les distàncies entre els àrids i les partícules sòlides disminueix i part de l'aigua s'expulsa de la barreja. Això produeix un augment de densitat del formigó, que l'ajuda a mantenir una forma circular. El centrifugat contribueix a una reducció de la porositat del formigó i a un increment d'homogeneïtat i resistència. Depenent dels components que formen la mescla del formigó, els mètodes de compactació poden variar. Com menys aigua presenti el formigó, més rigidesa tindrà.

El centrifugat consta de 4 fases **[fig. 5.5]:**

1. Es distribueix uniformament el formigó humit per tota la longitud del perfil tubular a una determinada velocitat angular de la màquina.

[12] SEWEL, J.S. Columns for buildings. *Engineering News,* 1902, 48(17), p. 36-39

2. Es comença a formar una capa anul·lar de formigó, a mesura que la velocitat angular de la màquina va augmentant.
3. Es compacta el nucli de formigó tot sotmetent la peça just a la velocitat angular calculada; llavors el formigó assoleix un gruix més constant i l'excedent d'aigua del seu interior comença a disposar-se per la perifèria del nucli.
4. Es dobla la velocitat angular i el nucli de formigó assoleix el gruix necessari de càlcul, expulsant definitivament l'excés d'aigua del nucli.



1 2 3 4

[Fig. 5.5][13]

Procés de centrifugat

Les propietats mecàniques i físiques del formigó centrifugat depenen de molts factors: proporcions de ciment, tipus i característiques de l'àrid, valor de la *pressió de centrifugat*, etc. Tots aquests factors són decisius en el moment de calcular la proporció de formigó necessària per a la secció final. La mescla humida de formigó és una substància elasto-plàstica viscosa i les lleis pròpies dels cossos sòlids no són vàlids en aquest cas perquè la deformació d'aquesta mescla sota la pressió de compressió radial va canviant gradualment.

Si s'aplica una pressió radial al formigó, aquesta es transfereix ràpidament a l'aigua que hi ha entre les partícules; com a conseqüència d'això apareix una pressió hidrostàtica i es produeixen filtracions d'aigua en el moment que la mescla de formigó comença a compactar-se. Com a resultat d'això, la densitat i la resistència a compressió de la mescla augmenten.

Abans de començar a fabricar aquest tipus de seccions, cal calcular el nombre òptim de voltes que ha de fer el tub i la pressió radial que es necessita per poder arribar a una distribució uniforme i òptima del formigó en el tub. La pressió de centrifugat necessària per a una distribució uniforme pot ser calculada a partir de:

[13] KURANOVAS,A.; KVEDARAS,K. / Journal of Civil Engineering and Management–2007, Vol XIII, Nº4 297-306

$$p = 90 \cdot 10^{-10} \cdot \frac{r_{ce}^3 - r_{ci}^3}{r_{ce}} \cdot n^2 \quad [5.7]^{14}$$

r_{ce}	Radi exterior del nucli de formigó (de només una capa)
r_{ci}	Radi interior del nucli de formigó (de només una capa)
n	Nombre de capes

D'acord amb Achverdov[15], el valor de la pressió radial és 3,5-3,7 vegades més gran que el pes de la barra –formigó i acer. En conseqüència, el nombre de voltes que calen per a una distribució uniforme del formigó és de:

$$n_{dist} = 700 \cdot \sqrt{\frac{r_{ce}^2 - r_{ci}^2}{r_{ce}^3 - r_{ci}^3}} \quad [5.8]$$

I el nombre de voltes que calen perquè el formigó tingui l'addherència necessària amb el tub d'acer és de:

$$n_{spin} = 370 \cdot \sqrt{\frac{r_{ce}^2 - r_{ci}^2}{r_{ce}^3 - r_{ci}^3}} \quad [5.9]$$

Es pot veure que el núm. de voltes que calen perquè el formigó es distribueixi uniformement és pràcticament el doble que les voltes que calen perquè hi hagi una bona addherència a l'interfície.

Els estudis i investigacions portades a terme per A. Kuranovas i A.K. Kvedaras[16] posen de manifest que les seccions mixtes reomplertes parcialment de formigó (H-CFT) tenen un millor comportament estructural que les seccions de nucli totalment ple. A més, queda de manifest que els elements de múltiples capes funcionen també molt millor que els que són de capes simples com a conseqüència de les seves propietats mecàniques i físiques.

[14] KURANOVAS,A.; KVEDARAS,K. / Journal of Civil Engineering and Management–2007, Vol XIII, Nº4 297-306
[15] ACHVERDOV, I.N. / Oppressive reinforced concrete spinned tubes. Moscow: Stroyizdat, 1967. p.164
[16] KURANOVAS,A.; KVEDARAS,K. / Journal of Civil Engineering and Management–2007, Vol XIII, Nº4 297-306

[Fig. 5.6]

Esquema de centrifugat per capes diferents

[Fig.5.7]

Model de perfil H-CFT

Propietats mecàniques de les seccions H-CFT

Si considerem una secció mixta plena de formigó CFT i una secció tubular metàl·lica simple i les analitzem des de la seva capacitat màxima de resistència a compressió, tot considerant els efectes de guerxament per a una determinada altura, podrem comprovar que si bé una funciona molt bé per la seva gran capacitat de càrrega, l'altra funciona molt bé gràcies el seu elevat radi de gir.

Per tant, si analitzem aquesta secció en funció del percentatge de buit que té en el nucli de formigó i a partir de la seva resistència màxima a compressió i la seva càrrega crítica d'Euler, veurem que per a una determinada alçada hi ha una proporció concreta i òptima entre radi de la peça i radi del buit central. És lògic: si la secció mixta totalment plena de formigó carrega més que l'alleugerida, però en contrapartida guerxa més proporcionalment, hi ha d'haver un punt òptim enmig que satisfaci la màxima càrrega tenint en compte els efectes de guerxament [Fig. 1]

La càrrega màxima d'un perfil H-CFT es pot determinar a partir de:

$$N_{pl,Rd} = \frac{A_a f_y}{\gamma_a} + \frac{A_s f_{sk}}{\gamma_s} + \frac{A_c f_{ck}}{\gamma_c} \quad [5.10]$$

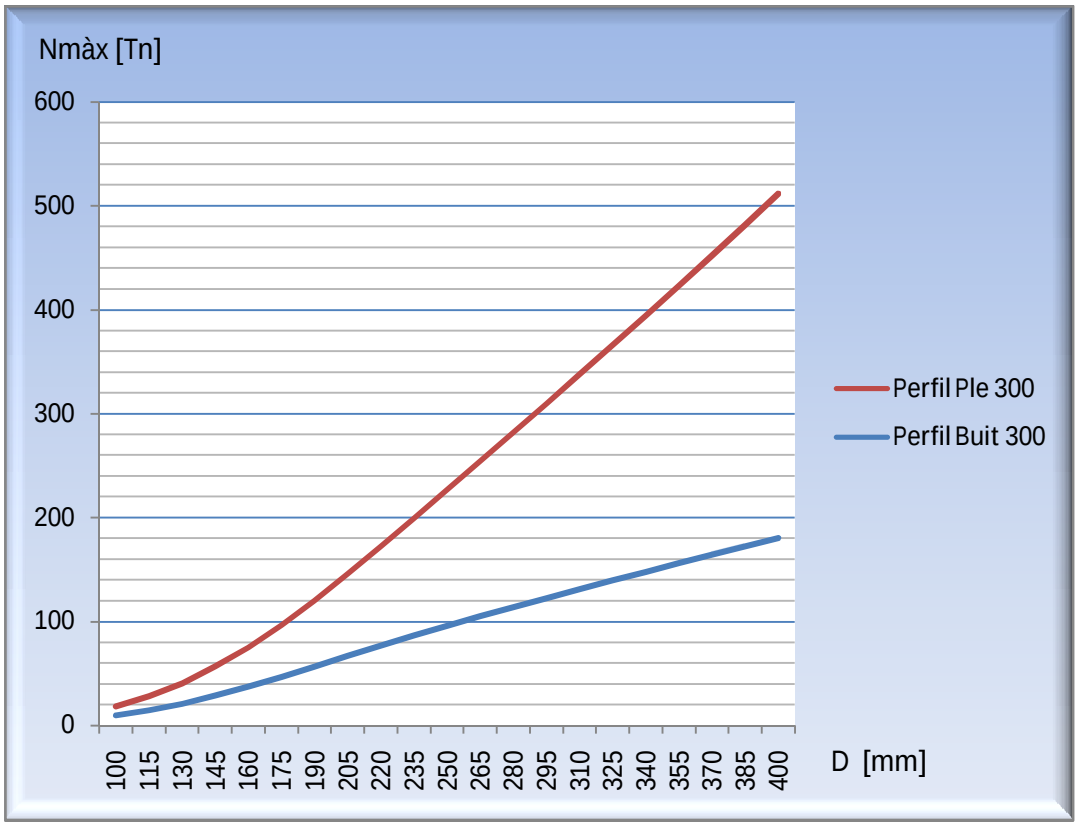
I la càrrega crítica d'Euler –càrrega màxima possible del pilar:

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 (EI)_e}{l^2} \quad [5.11]$$

Essent:

A_a	*Àrea de la secció d'acer*
A_s	*Àrea de les armadures*
A_c	*Àrea de formigó*
f_y	*Resistència característica de l'acer laminat*
f_{sk}	*Resistència característica de l'acer d'armar*
f_{ck}	*Resistència característica del formigó*
$(EI)_e$	És la rigidesa efectiva a flexió de la columna
l	És la longitud de pandeig de la columna

Analitzarem una barra de L_k = 300 cm amb diferents diàmetres de secció, buida i plena de formigó. Ràpidament observem que l'increment de càrrega que poden resistir les seccions plenes creix molt més ràpid que l'increment de les seccions buides. La lògica d'aquest fet rau en el creixement quadràtic de l'area en funció del diàmetre; lògicament, la resistència màxima a compressió d'una secció i l'àrea van sempre molt relacionades.



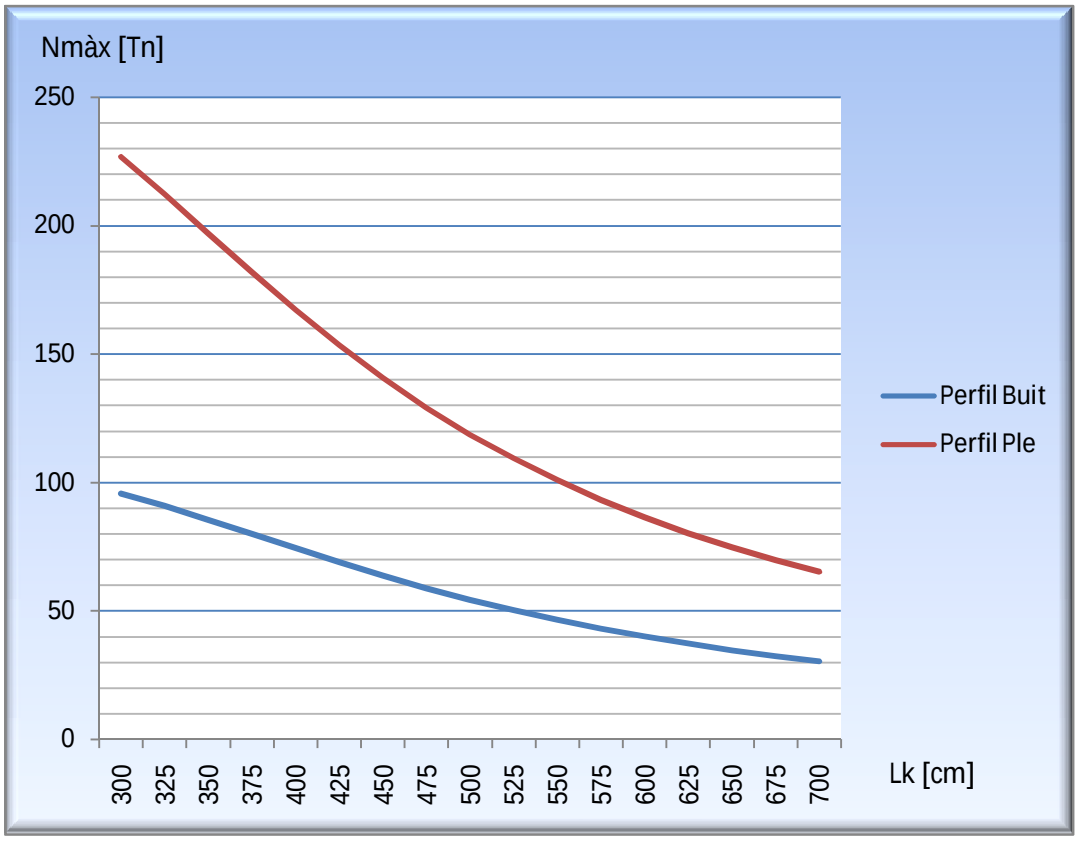
[Fig. 5.8]

Relació de Nmàx en funció del diàmetre en una barra CFT de Lk=300 cm

Hem vist que en funció de com augmentàvem l'àrea de la secció anava augmentant també la seva capacitat a compressió. Ara bé, això no és sempre tan senzill. Analitzem ara una secció de 250 mm de diàmetre buida i plena de formigó per a diferents altures. Podem observar ràpidament que la diferència de càrrega que poden resistir una i altra com a conseqüència de l'increment de secció, cada cop es fa menor. Això ens indica fins a quin punt les seccions plenes treballen relativament pitjor a compressió que les que estan buides; aquest fet s'explica a partir del radi de gir de les seccions, ja que:

$$i = \sqrt{\frac{I}{A}} \quad [5.12]$$

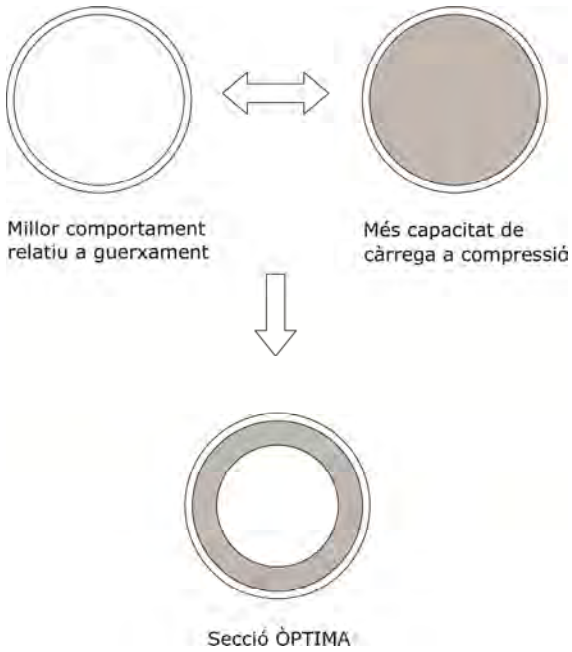
I per tant, l'àrea és inversament proporcional al radi de gir. Com més àrea té la secció per a una mateixa inèrcia, menys radi de gir i en conseqüència la peça és més esvelta. Portant aquesta teoria a l'extrem, podríem afirmar que hi hauria una L_k per a la qual ja no valdria la pena omplir la secció metàl·lica perquè el guerxament anul·laria l'efecte resistent del formigó.



[Fig. 5.9]

Relació de Nmàx en funció de l'altura en una secció CFT de 250 mm i 6mm de gruix.

Observem doncs que, si bé les seccions plenes augmenten la seva capacitat de resistir a compressió en funció de l'àrea, les seccions buides tenen una resposta relativa més eficient front del guerxament. És a partir d'aquí que ens hem de demanar si en cada cas particular trobem una secció que optimitza les condicions de totes dues; és a dir, una secció que augmenta la seva àrea just només fins allà on és penalitzada pel guerxament. **[Fig. 5.10]**

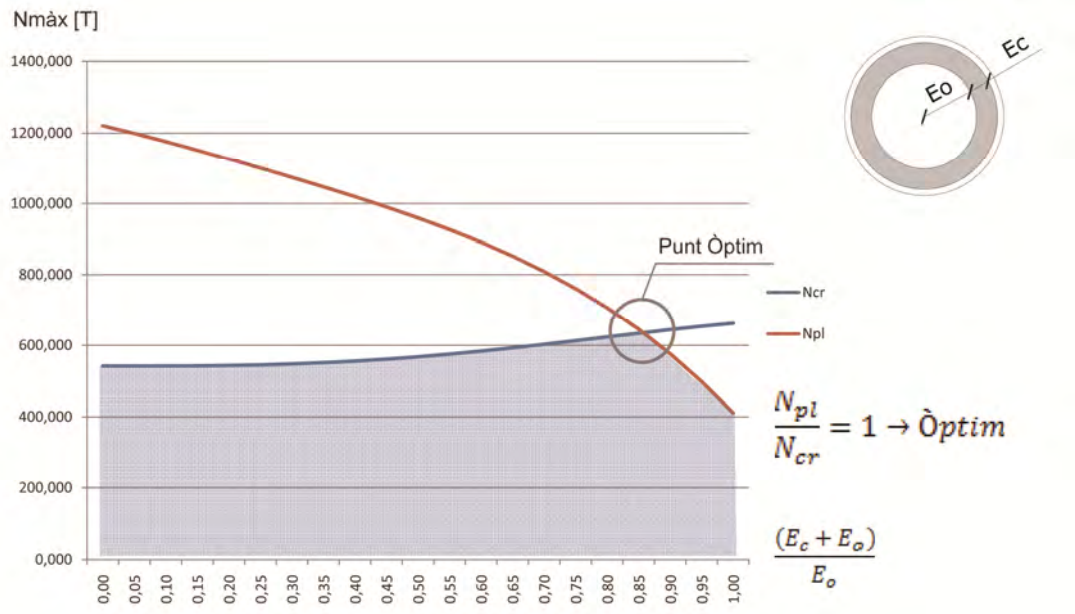


[Fig. 5.10]

Entre la secció plena, que resisteix més, i la secció buida, que vincla relativament menys, hi ha en molts casos una secció òptima alleugerida.

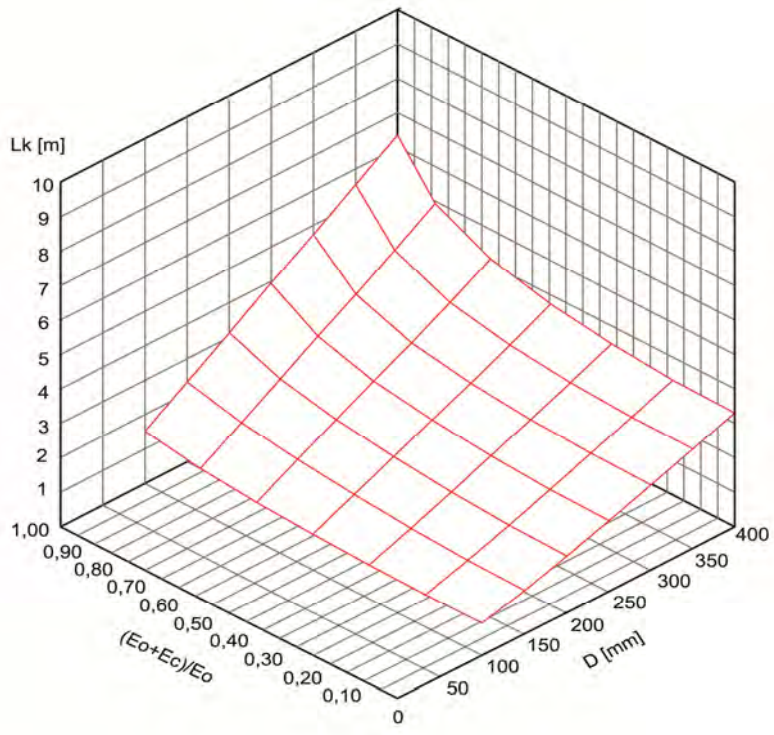
Per a cada alçada de pilar i per a cada diàmetre, hi haurà una proporció òptima de reblert de formigó **[fig. 5.11].** És lògic que com que la proporció de formigó en una secció és un paràmetre que depèn d'uns altres dos, per a cada altura i diàmetre correspon un percentatge de buit diferent.

En aquest projecte s'ha analitzat un rang concret de seccions per a un rang també concret d'alçades i el resultat és una superfície de punts, lloc geomètric de tots els punts òptims **[fig. 5.12].** Entenem com a punt òptim on la secció treballa al màxim de les seves possibilitats per tensió, és a dir el punt en el qual coincideix la càrrega plàstica de la secció amb la càrrega crítica. És aquest punt on hi ha una màxima optimització del material i, per tant, la proporció correcta de pes/resistència.



[Fig. 5.11]

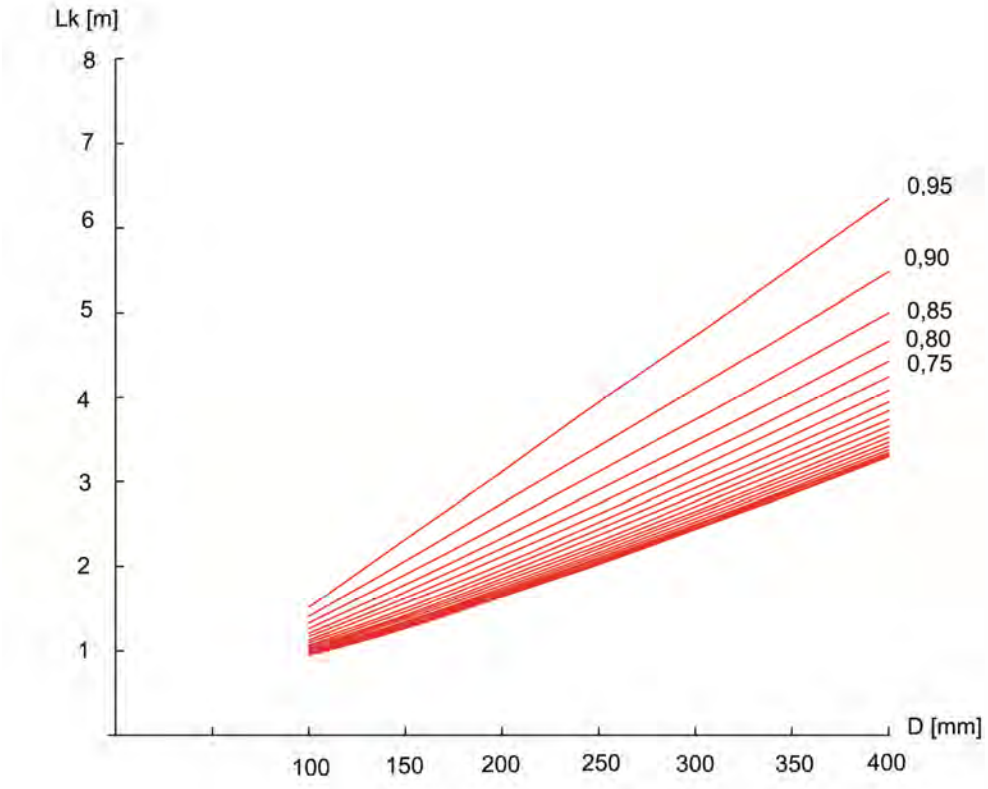
Punt òptim de una secció CFT de 250 mm i de 5 metres de Lk. (Aprox.0,85)



[Fig. 5.12]

Superfície de punts òptims en funció del diàmtre i l'altura.

Vist d'una altra manera, podem dibuixar les corbes que resulten de considerar una altura i un diàmetre i trobar en cada cas quina és la proporció que més convé.



[Fig. 5.13]

Gràfic de corbes que indiquen el comportament de la secció segons la proporció de buit.

Sembla lògic doncs assegurar que si existís un mètode de fabricació d'aquestes seccions de forma relativament senzilla i econòmica, els pilars H-CFT tindrien molt futur en tots sentits, tant per consideracions resistents com per execució.

6. BIBLIOGRAFIA

6.1 Bibliografia General

Llibres:

[1]	**Títol**	L'architettura del Grattacielo
	Autor	Arnaldo Marino
	Editorial	Gangemi Editore
	Any	1992
	Font	Biblioteca ETSAB 721.011.27
	Abstract	

[2]	**Títol**	Skyscraper Architects
	Autor	Ariadna Àlvarez Garreta
	Editorial	Atrium Group de ediciones y publicaciones SL
	Any	2004
	Font	Biblioteca ETSAB 721.011.27 ALV
	Abstract	*És un recull dels arquitectes que han projectat els edificis en alçada més rellavants de la història de l'arquitectura.*

[3]	**Títol**	Manhattan Skyscrapers
	Autor	Eric P. Nash
	Editorial	Princeton Architectural Press
	Any	1999
	Font	Biblioteca ETSAB 721.011.27 (73NY) NAS
	Abstract	

[4]	**Títol**	High-rise in the Netherlands
	Autor	Egbert Koster, Theo van Oeffelt
	Editorial	NAi Uitgevers Publishers
	Any	1997
	Font	Biblioteca ETSAB 721.011.27 (492) HOO
	Abstract	

[5]	**Títol**	Expressing Structure
	Autor	Virginia Fairweather
	Editorial	Birkhäuser - Publishers for Architecture
	Any	2004
	Font	Biblioteca ETSAB 721.011.27 FAI
	Abstract	És un recull d'edificis amb estructures singulars en els quals el seu recurs

		projectual és l'expressió del propi esquelet estructural. Parla tant d'edificis en alçada com d'edificis de dimensió horitzontal.

[6]	**Títol**	The New Millenium Skyscrapers
	Autor	John Zukowsky, Martha Thorne
	Editorial	Prestel
	Any	2000
	Font	Biblioteca ETSAB 721.011.27 SKI
	Abstract	

[6]	**Títol**	100 de los Edificios más altos del Mundo
	Autor	Ivan Zaknic, Matthew Smith, Dolores Rice
	Editorial	Editorial Paranimfo
	Any	1999
	Font	Biblioteca ETSAB 721.011.27 ZAK
	Abstract	

[7]	**Títol**	Tall Buildings
	Autor	Guy Nordenson
	Editorial	The Museum of Modern Art, NY
	Any	2003
	Font	Biblioteca ETSAB 721.011.27 TAL
	Abstract	

[8]	**Títol**	Skyscrapers
	Autor	Ariadna Álvarez Garreta
	Editorial	Atrium Group
	Any	2002
	Font	Biblioteca ETSAB 721.011.27 ALV
	Abstract	

[9]	**Títol**	Steel, Concrete & Composite design of tall buildings
	Autor	Bungale S. Taranath
	Editorial	McGraw-Hill
	Any	1998
	Font	Biblioteca ETSAB 69.032.22 TAR
	Abstract	*Interessant recull de teoria sobre l'anàlisi i el disseny d'edificis en altura al llarg de la història, i sobretot als Estats Units. No només planteja multitud d'exemples sobre el funcionament estructural d'edificis concrets, sinó que el llibre està estructurat en 12 capítols els quals cadascun d'ells desenvolupa*

		de forma més teòrica i també des d'un punt de vista pràctic tots els problemes i punts clau en el disseny d'una estructura vertical: des dels efectes del vent fins a la disposició en planta dels suports.

[10]	**Títol**	Rascacielos
	Autor	
	Editorial	Cátedra de Construcción III
	Any	1985
	Font	Biblioteca ETSAB 721.011.27 RAS
	Abstract	

[11]	**Títol**	L'architettura del Grattacielo
	Autor	Arnaldo Marino
	Editorial	Gangemi Editore
	Any	1992
	Font	Biblioteca ETSAB 721.011.27
	Abstract	

[12]	**Títol**	Estructuras Mixtas. Teoría y práctica.
	Autor	Julio Martínez Calzón
	Editorial	Graficas Torroba
	Any	1966
	Font	Biblioteca ETSAB 624.016 Mar
	Abstract	*Aplicació pràctica del clàssic "Estructuras Mixtas", del mateix autor.*

[13]	**Títol**	Análisis de Estructuras Mixtas en Ordenador
	Autor	Grupo Español del Hormigón – Comisión V
	Editorial	GEHO
	Any	1998
	Font	Biblioteca ETSAB 624.06 Ana
	Abstract	*Llibre pràctic on es plantegen diverses estratègies per tal d'afrontar el problema de modelar estructura mixta amb ordinador a partir de software habitual. S'aborda específicament el tema de compatibilitzar comportaments entre materials i d'analitzar-ne les deformacions amb programes de barres senzills.*

[14]	**Títol**	Steel-Concrete Composite Structures
	Autor	R. Narayanan
	Editorial	Elsevier Applied Science Publishers LTD
	Any	1988
	Font	Biblioteca ETSAB 624.06 Ste

	Abstract	*Compendi normatiu d'aplicació d'estructura mixta segons l'Eurocodi (EC-4) i la normativa britànica de les British Standards. Recull els mètodes de disseny de jàsseres, forjats i suports mixtes en acer i formigó.*

[15]	**Títol**	Construcciones Compuestas
	Autor	John P. Cook
	Editorial	Ed. Limusa SA
	Any	1981
	Font	Biblioteca ETSAB 624.016 COO
	Abstract	

[16]	**Títol**	Composite Structures
	Autor	R. P. Johnson
	Editorial	Blackwell Publishing
	Any	1984
	Font	Biblioteca ETSAB 624.06 Joh
	Abstract	

[17]	**Títol**	Proyecto y construcción de dos torres de 235 m de altura en Madrid: Similitudes y diferencias entre estructura mixta y estructura de hormigón.
	Autor	M. Gómez Navarro
	Editorial	Instituto Eduardo Torroja
	Any	2007
	Font	
	Abstract	

[18]	**Títol**	Proyecto y construcción de edificios altos
	Autor	J. Gómez Hermoso
	Editorial	Instituto Eduardo Torroja
	Any	2007
	Font	
	Abstract	

6.2 Bibliografia Específica

Llibres:

[19]	**Títol**	Guía de diseño para uniones a columnas de perfiles tubulares estructurales
	Autor	Y. Kurobane, J.A. Packer, J. Wardenier, N. Yeomans
	Editorial	Comité International pour le Développement et l'Etude de la Construction Tubulaire
	Any	2005
	Font	
	Abstract	

[20]	**Títol**	Guía de diseño para nudos de perfiles tubulares rectangulares (RHS) bajo cargas predominantemente estaticas
	Autor	Y. Kurobane, J.A. Packer, J. Wardenier, N. Yeomans, D. Dutta
	Editorial	Comité International pour le Développement et l'Etude de la Construction Tubulaire
	Any	2005
	Font	
	Abstract	

[21]	**Títol**	Guía de diseño para columnas de perfiles tubulares estructurales sometidas a fuego
	Autor	L. Twilt, R. Hass, W. Klingsch, M. Edwards, D. Dutta
	Editorial	Comité International pour le Développement et l'Etude de la Construction Tubulaire
	Any	2005
	Font	
	Abstract	

[22]	**Títol**	Estabilidad Estructural de Perfiles Tubulares
	Autor	J. Rondal, K.-G. Würker, D. Dutta, J. Wardenier, N. Yeomans
	Editorial	Comité International pour le Développement et l'Etude de la Construction Tubulaire
	Any	2005
	Font	
	Abstract	

[23]	**Títol**	Guía de diseño para nudos soldados de perfiles tubulares circulares y rectangulares sometidos a solicitaciones de fatiga
	Autor	X. – L. Zhao, S. Herion, J. A. Packer, R.S. Puthli, G. Sedlacek, J. Wardenier, K.

		Weynand, A. M. Van Wingerde, N. F. Yeomans
	Editorial	Comité International pour le Développement et l'Etude de la Construction Tubulaire
	Any	2005
	Font	
	Abstract	

[24]	**Títol**	Guía de diseño para nudos de perfiles tubulares circulares (CHS) bajo cargas predominantemente estaticas
	Autor	Y. Kurobane, J.A. Packer, J. Wardenier, N. Yeomans, D. Dutta
	Editorial	Comité International pour le Développement et l'Etude de la Construction Tubulaire
	Any	2005
	Font	
	Abstract	

[25]	**Títol**	Guía de diseño para estructuras en celosía resueltas con perfiles tubulares de acero.
	Autor	Gorka Iglesias, Ángel Alonso, José Antonio Chica
	Editorial	Instituto para la Construcción Tubular (ICT)
	Any	2004
	Font	
	Abstract	

[26]	**Títol**	Estabilidad al Fuego de estructuras tubulares
	Autor	Gorka Iglesias, Ángel Alonso
	Editorial	Instituto para la Construcción Tubular (ICT)
	Any	2004
	Font	
	Abstract	

Articles de revistes:

[27]	**Títol**	Circular Composite Columns. Mechanism of Shear Transfer
	Autor	Petru Moga, Vasile Pacurar
	Revista	Ovidius University Annals Series: Civil Engineering
	Any i núm.	Novembre 2006, Volum 1 Número 8
	Font	Technical University of Cluj Napoca, Romania
	Abstract	*S'expliquen els mecanismes de transmissió de tallant en la interfície entre el tub d'acer circular i el nucli de formigó, així com el mètode de disseny dels elements de connexió. Es presenta també un exemple numèric per avaluar els rasants en la interfície dels dos materials.*

[28]	**Títol**	Centrifugally Manufactured Hollow Concrete-Filled Steel Tubular Columns
	Autor	Artiomas Kuranovas, Audronis Kazimieras Kvedaras
	Revista	Journal of Civil Engineering and Management
	Any i núm.	2007, Vol. XIII, Núm. 4, pp. 297-306
	Font	Journal of Civil Engineering and Management
	Abstract	*Les seccions tubulars reomplertes de formigó alleugerides (H-CFT) són un tipus d'elements mixtes. Aquests elements es fabriquen normalment a través d'un mètode de centrifugat. Durant aquest procés, el formigó introduït en l'interior del tub metàl·lic es distribueix uniformement i es compacta tot canviant les seves característiques; aquests canvis van en la línia de millorar-ne les seves propietats mecàniques i físiques a partir d'un augment de densitat del formigó.*

[29]	**Títol**	The Unified Theory for Concrete-Filled Steel Tube (CFST) Columns under Various Loads.
	Autor	Artiomas Kuranovas, Zhong Shantong
	Revista	Dept. Of Steel and Timber Structures, Vilnius Gediminas Technical University
	Any i núm.	2007
	Font	Dept. Of Steel and Timber Structures, Vilnius Gediminas Technical University
	Abstract	*Aquest article presenta la distribució de tensions, la distribució del confinament i una mitjana completa de corbes tensió-deformació per a seccions en CFT. Basant-se en la definició de "Teoria Unificada", la secció CFT és analitzada com un sol material mixt. Es determina també la resistència i l'estabilitat dels pilars de secció plena alleugerida H-CFT. Presenta també resultats en funció de l'índex de buit respecte el diàmtre i els seus índexs de confinament.*

[30]	**Títol**	The stress state in two-layer hollow cylindrical bars
	Autor	N. Partaukas, J. Bareisis
	Revista	Kaunas University of Technology, Lituània
	Any i núm.	Octubre 2008
	Font	Kaunas University of Technology, Lituània
	Abstract	*Aquest article defineix i explica el funcionament i la metodologia de disseny i càlcul de les seccions plenes de formigó alleugerides fabricades en dues capes amb diferents propietats físiques. La conclusió és que treballen millor les seccions multi-capa que les seccions amb una sola capa de formigó interior.*

[31]	**Títol**	Long-term response of concrete-encased composite columns
	Autor	R. Chacón, E. Mirambell, A. Marí
	Revista	Structures and Buildings, Institute of Civil Engineers
	Any i núm.	Octubre 2007, Issue SB5, Paper 14761
	Font	Institute of Civil Engineers
	Abstract	*Durant les últimes dècades, com a conseqüència de les seves avantatges, els pilars mixtes han guanyat molta acceptació per edificis d'execució ràpida com una bona alternativa a la construcció en acer o en formigó armat. Quan un pilar mixt és sotmès a una càrrega axial excèntrica de forma sostinguda, cal analitzar el seu comportament des d'un punt de vista a curt i llarg termini. Aquest article pretén evaluar la resposta a curt i llarg terminis de les seccions CFT. Es proposa un model numèric contrastat experimentalment; aquest model és capaç de desenvolupar anàlisis no linials i depenents del temps en pòrtics de formigó armat.*

[32]	**Títol**	Ductility of fully encased composite columns used to obviate soft storey mechanisms in reinforced concrete frames.
	Autor	H. Degée, C.L. Doneux , A. Plumier
	Revista	
	Any i núm.	
	Font	University of Liège, Belgium
	Abstract	*Aquest article presenta un model numèric no linial d'elements finits per a formigó armat i perfils d'acer reomplerts de formigó. El model es basa en una ànima de múltiples fibres en sol·licitació axial sota les lleis no linials per al formigó, acer i barres de reforç. L'esclafament del formigó en compressió i la fissuració en tracció també s'han tingut en consideració. El comportament de l'acer és elàstico-plàstic amb enduriment. Després de portar a la pràctica un mètode experimental, es desenvolupa un estudi paramètric. El principal objectiu és obtenir la relació moment-rotació dels pilars sota diversos nivells de càrrega axial i amb diferents resistències del formigó.*

[33]	**Títol**	Analytical model for predicting axial capacity and behavior of concrete encased steel composite stub columns.
	Autor	Cheng-Chih Chen, Nan-Jiao Lin
	Revista	Journal of Constructional Steel Research
	Any i núm.	2006, Núm. 62, pp. 424-433
	Font	ELSEVIER
	Abstract	*S'analitza analíticament la capacitat a compressió i el comportament tensió-deformació del formigó que recobreix els perfils en els pilars mixtes. Es desenvolupa un model analític per poder predir el comportament de les seccions mixtes sota diversos estats de sol·licitació i diversos estats de confinament lateral del formigó.*

[34]	**Títol**	Load-Bearing Capacity of Concrete-Filled Steel Columns
	Autor	Artiomas Kuranovas, Douglas Goode, Audronis Kazimieras Kvedaras, Shantong Zhong
	Revista	Journal of Civil Engineering and Management
	Any i núm.	2009, Núm. 15(1), pp. 21-33
	Font	Academia Scientiarum Lithuaniae
	Abstract	*Aquest article presenta els resultats de l'anàlisi experimental de 1303 mostres de pilars CFT. Els resultats de les proves es comparen amb els mètodes proposats a l'EC-4 per a determinar les màximes resistències a compressió dels elements mixtes. Es proven molts tipus diferents de seccions en CFT: circulars, rectangulars, amb nuclis de formigó sencers i alleugerits, amb sol·licitacions a compressió simple i composta i amb càrrega sostinguda o pre-sol·licitats. Una de les conclusions de l'article és que amb un índex d'alleugeriment del nucli de 0,4 a 0,5 i per sobre d'aquests, la relació tensió-deformació existeix en una fase de descens estable.*

[35]	**Títol**	Behaviour of eccentrically loaded high-strength rectangular concrete-filled steel tubular columns
	Autor	Dalin Liu
	Revista	Journal of Constructional Steel Research
	Any i núm.	Novembre 2005, Núm. 62 pp. 839-846
	Font	ELSEVIER
	Abstract	

[36]	**Títol**	Local buckling of steel plates in rectangular CFT columns with binding bars
	Autor	Jian Cai, Yue-Ling Long
	Revista	Journal of Constructional Steel Research
	Any i núm.	2009, Núm. 65 pp. 965-972
	Font	ELSEVIER
	Abstract	

[37]	**Títol**	Ultimate strength analysis of composite sections under biaxial bending and axial load
	Autor	A.E. Charalampakis, V.K. Koumousis
	Revista	Advances in Engineering Software
	Any i núm.	2008, Núm. 39 pp. 923-936
	Font	ELSEVIER, ScienceDirect
	Abstract	

[38]	**Títol**	Strength deformation behaviour of circular concrete filled steel tubes

		subjected to pure bending
	Autor	Manojkumar V. Chitawadagi, Mattur C. Narasimhan
	Revista	Journal of Constructional Steel Research
	Any i núm.	12 abril 2009
	Font	ELSEVIER
	Abstract	

[39]	**Títol**	Effect of preload on the axial capacity of concrete-filled composite columns
	Autor	J.Y. Richard Liew, D.X. Xiong
	Revista	Journal of Constructional Steel Research
	Any i núm.	25 març 2008, Núm. 65, pp. 709-722
	Font	ELSEVIER
	Abstract	

[40]	**Títol**	Structural design of stainless steel concrete filled columns
	Autor	Dennis Lam, Leroy Gardner
	Revista	Journal of Constructional Steel Research
	Any i núm.	30 abril 2008, Núm. 64, pp. 1275-1282
	Font	ELSEVIER
	Abstract	

[41]	**Títol**	Stress-strain model for concrete confined with CFRP jackets
	Autor	T. Turgay, H.O. Köksal, Z. Polat, C. Karakoc
	Revista	Materials and Design
	Any i núm.	24 novembre 2008, Núm. 30, pp. 3243-3251
	Font	ELSEVIER
	Abstract	

[42]	**Títol**	Stress and ductility of high strength concrete-filled steel tubular beam-columns
	Autor	Quing Quan Liang
	Revista	Journal of Constructional Steel Research
	Any i núm.	20 agost 2008, Núm. 65, pp. 687-698
	Font	ELSEVIER
	Abstract	

[43]	**Títol**	Analytical modeling of the standard fire behaviour of loaded CFT columns
	Autor	Sangdo Hong, Amit H. Varma

	Revista	Journal of Constructional Steel Research
	Any i núm.	29 abril 2008, Núm. 65, pp. 54-69
	Font	ELSEVIER
	Abstract	

[44]	**Títol**	Nonlinear Analysis of Axially Loaded Concrete-Filled Tube Columns with Confinement Effect
	Autor	Hsuan-Teh Hu, M. Asce, Chiung-Shiann Huang, Ming-Hsien Wu, Yih-Min Wu
	Revista	Journal of Structural Engineering
	Any i núm.	Octubre 2003, pp. 1322-1329
	Font	ASCE
	Abstract	

[45]	**Títol**	Concrete Filled Steel Tubular Columns, a finite element study
	Autor	Aaron W. Malone
	Revista	
	Any i núm.	Octubre 2003, pp. 1322-1329
	Font	University of Massachusetts Amherst
	Abstract	

[46]	**Títol**	Tie-Bar Stiffening Scheme for Square CFT Beam-Columns with high tube width-to-thickness ratio
	Autor	G.-Y. Liu, Y.-K. Yeh, C.S. Huang
	Revista	
	Any i núm.	Octubre 2003, pp. 1322-1329
	Font	National Science Council, Taiwan
	Abstract	

[47]	**Títol**	Numerical model for the behaviour and capacity of circular CFT columns. Part I: Theory.
	Autor	George D. Hatzigeorgiou
	Revista	Engineering Structures
	Any i núm.	14 gener 2008, Núm. 30, pp. 1573-1578
	Font	ELSEVIER, ScienceDirect
	Abstract	

[48]	**Títol**	Analytical modeling of the standard fire behaviour of loaded CFT columns
	Autor	Sangdo Hong, Amit H. Varma

	Revista	Journal of Constructional Steel Research
	Any i núm.	29 abril 2008, Núm. 65, pp. 54-69
	Font	ELSEVIER
	Abstract	

[49]	**Títol**	Realistic modelling of thermal and structural behaviour of unprotected concrete filled tubular columns in fire
	Autor	J. Ding, Y.C. Wang
	Revista	Journal of Constructional Steel Research
	Any i núm.	15 setembre 2007, Núm. 64, pp. 1086-1102
	Font	ELSEVIER, ScienceDirect
	Abstract	

[50]	**Títol**	Hollow and concrete filled steel hollow sections under transverse impact loads
	Autor	M.R. Bambach, H. Jama, X.L. Zhao, R.H. Grzebieta
	Revista	Engineering Structures
	Any i núm.	2 abril 2008, Núm. 30, pp. 2859-2870
	Font	ELSEVIER
	Abstract	

[51]	**Títol**	Numerical model for the behaviour and capacity of circular CFT columns. Part II: Verification and extension
	Autor	George D. Hatzigeorgiou
	Revista	Engineering Structures
	Any i núm.	11 desembre 2007, Núm. 30, pp. 1579-1589
	Font	ELSEVIER, ScienceDirect
	Abstract	

[52]	**Títol**	Experimental behaviour of circular concrete-filled steel tube stub columns
	Autor	Zhi-wu Yu, Fa-xing Ding, C.S. Cai
	Revista	Journal of Constructional Steel Research
	Any i núm.	17 març 2006, Núm. 63, pp. 165-174
	Font	ELSEVIER, ScienceDirect
	Abstract	

[53]	**Títol**	Strength of Concrete Filled Steel Tubular Columns
	Autor	Muhammad Naseem Baig, FAN Jiansheng, NIE Jianguo
	Revista	Tsinghua Science and Technology

	Any i núm.	desembre 2006, Volum 11, Núm. 6, pp. 657-666
	Font	Tsinghua University, Beijing (Xina)
	Abstract	

[54]	**Títol**	Flexural behaviour of concrete filled non-uni-thickness walled rectangular steel tube
	Autor	F.W. Lu, S.P. Li, D.W. Li, Guojun Sun
	Revista	Journal of Constructional Steel Research
	Any i núm.	24 setembre 2006, Núm. 63, pp. 1051-1057
	Font	ELSEVIER
	Abstract	

[55]	**Títol**	Seismic behaviour and strength of square tube confined reinforced-concrete (STRC) columns
	Autor	Sumei Zhang, Jiepeng Liu
	Revista	Journal of Constructional Steel Research
	Any i núm.	21 novembre 2006, Núm. 63, pp. 1194-1207
	Font	ELSEVIER, ScienceDirect
	Abstract	

[56]	**Títol**	Concrete-filled cold-formed circular steel tubes subjected to variable amplitude cyclic pure bending
	Autor	Mohamed Elchalakani, Xiao-Ling Zhao
	Revista	Engineering Structures
	Any i núm.	23 març 2007, Núm. 30, pp. 287-299
	Font	ELSEVIER, ScienceDirect
	Abstract	

[57]	**Títol**	System considerations for concetrically braced steel frames with CFT columns
	Autor	Gregory A. Macrae, Yoshihiro Kimura, Charles W. Roeder
	Revista	
	Any i núm.	
	Font	Dept. Of Civil and Environmental Engineering, University of Washington, USA
	Abstract	

[58]	**Títol**	Fundamental Behaviour and Overall Stability of Steel-Concrete Composite Columns under Fire Loading
	Autor	Sangdo Hong, Amit H. Varma

	Revista	Proceedings of the Fifth International Conference on Structures in Fire (SiF'08)
	Any i núm.	2008
	Font	
	Abstract	

[59]	**Títol**	Confinement Design of CFT columns for improved seismic performance
	Autor	Yan XIAO, Wenhui HE, Xiaoyong Mao, Kang-kyu Choi, Pingsheng Zhu
	Revista	
	Any i núm.	
	Font	
	Abstract	

[60]	**Títol**	Simplified P-M interaction curve for square steel tube filled with high-strength concrete
	Autor	Young-Hwan Choi, Kang Su Kim, Sung-Mo Choi
	Revista	Thin-Wallet Structures
	Any i núm.	28 novembre 2007, Núm. 46, pp. 506-515
	Font	ELSEVIER, ScienceDirect
	Abstract	

[61]	**Títol**	Effects in heating and loading histories on post-fire cooling behaviour of concrete-filled steel tubular columns
	Autor	Hua Yang, Lin-Hai Han, Yong-Chang Wang
	Revista	Journal of Constructional Steel Research
	Any i núm.	15 setembre 2007, Núm. 64, pp. 556-570
	Font	ELSEVIER, ScienceDirect
	Abstract	