

Treball final de grau

Estudi: Grau en Tecnologies Industrials

Títol: Definició d'una metodologia per a la determinació de la vida a fatiga de components aeronàutics.

Document: Memòria i Annexos.

Alumne: Miquel Cruañas Sanz

Tutor: Albert Turon Travesa/ Laura Carreras Blasco

Departament: EMCI

Àrea: MMCTE

Convocatòria (mes/any): Setembre 2018

Definició d'una metodologia per a la determinació de la vida a fatiga de components aeronàutics

Miquel Cruañas Sanz

4 de setembre de 2018

Índex

1	Introducció	5
1.1	Antecedents	5
1.2	Objecte	5
1.3	Especificacions i abast	6
1.4	Contingut del treball	6
2	Generalitats sobre els materials compòsits	7
2.1	Definició i classificació dels materials compòsits	7
2.2	Propietats i comportament mecànic dels compòsits	8
2.2.1	Constitució dels materials compostos laminats:	8
2.2.2	Comportament elàstic dels compòsits laminats:	9
2.2.3	Fractura dels materials compòsits:	11
2.3	Fatiga en els materials compòsits	14
2.4	MEF, aplicació en compòsits i CZM	19
2.4.1	Mètode dels elements finits	19
2.4.2	Aplicació en materials compostos	20
2.4.3	Models de zona cohesiva	20
3	Interpolació de les corbes G-N per a mode mixt	23
3.1	Dades experimentals	23
3.2	Definició del model i interpol.lació	27
3.3	Relació de les corbes d'onset amb la Llei de Paris	32
4	Prova Skin-Stiffener	37
4.1	Assaig Skin-Stiffener	37
4.2	Dades experimentals i simulació prèvia	39
4.3	Simulació amb el model G-N	40
4.4	Anàlisi i discussió dels resultats	43
5	Implementació del model en elements finits	45
5.1	ABAQUS, subrutina d'usuari UMAT	45
5.2	Implementació del model a través d'una subrutina	45
5.3	Tests i simulació en element senzill	48
5.3.1	Simulació amb element senzill 2D	48
6	Simulació sobre configuració pell-rigiditzador	55
6.1	Model FEM del conjunt pell-rigiditzador	55
6.2	Anàlisi FEM pel càlcul de la vida a fatiga	57

6.3	Comparació i anàlisi de resultats	60
7	Conclusions	63
8	Annexos	65
8.1	Subrutina UMAT, càlcul fatiga amb model G-N	65
8.2	Input file element simple	72
	Bibliografia	77
9	Pressupost	79

Capítol 1

Introducció

1.1 Antecedents

En els darrers anys, els materials compòsits han demostrat presentar-se com a una opció alternativa cada cop més atractiva als materials tradicionals en àmbits molt diversos.

La bona relació resistència-pes específic i rigidesa-pes específic que presenten aquests materials, han atret l'atenció especial de la indústria del sector aeronàutic, amb molt d'interès d'incorporar-los en els nous dissenys de components per tal de reduir el pes dels seus productes o avions, amb l'estalvi energètic en forma de combustible i en el cost operatiu que això suposa, i també augmentar la seguretat dels nous prototips. En el marc d'aquest interès en la introducció dels materials compòsits (relativament recents), resulten necessaris la caracterització i coneixement de les propietats i comportament d'aquests per tal de garantir-ne un ús i aplicabilitats segurs. Aquest àmbit de coneixement però, no és complet en tots els camps. En l'explicació i predicció del fenomen de la fatiga, per exemple, hi ha encara algunes llacunes que requereixen de recerca, així com d'eines que permetin predir el comportament dels materials compòsits de forma eficient.

L'ús d'eines de simulació per a la realització i tests virtuals, és avantatjosa respecte els assajos i proves tradicionals sobre components reals per l'estalvi de temps, recursos i sobretot econòmic que presenta. En aquest marc, s'està substituint cada cop més el procés de prototipatge- fabricació del prototip – assaig físic amb el posterior anàlisi de resultats, pel de la realització d'assajos sobre models virtuals mitjançant software específic. La resolució numèrica d'aquests problemes, s'implementa de forma general mitjançant el mètode dels elements finits. En el cas que ens concerneix, les simulacions es realitzaran mitjançant el software comercial ABAQUS.

1.2 Objecte

L'objectiu d'aquest treball és el de desenvolupar una metodologia d'anàlisi que permeti determinar la vida a fatiga d'un component aeronàutic.

Aquesta metodologia es basarà en la simulació del comportament mecànic utilitzant un programa comercial(ABAQUS) i subrutines d'usuari desenvolupades pel grup de recerca AMADE.

Si bé les eines s'han desenvolupat prèviament, es realitzaran modificacions per calcular la vida a fatiga (nombre de cicles de càrrega) de l'estructura analitzada. Aquest càlcul es realitzarà a partir de les corbes S-N del material i l'energia disponible per a la fractura al llarg de l'estructura.

La metodologia desenvolupada s'aplicarà en l'anàlisi d'una estructura pell-rigiditzador, de la qual es determinarà la vida a fatiga.

1.3 Especificacions i abast

Les especificacions que es volen complir coincideixen amb l'assoliment dels objectius esmentats a l'apartat anterior: Es vol determinar una metodologia, i crear una eina de simulació que permeti determinar la vida a fatiga d'un component de material compòsit de forma fiable i eficient a partir d'uns determinats models de fatiga.

Dins del treball s'inclourà la base teòrica a partir de la qual es desenvolupa la nostra metodologia, el desenvolupament de la mateixa, i les comprovacions pertinents que ens permetin avaluar si els resultats que s'obtenen amb aquesta nova eina de simulació són satisfactoris.

1.4 Contingut del treball

El treball està dividit en 7 capítols i els annexos. En el primer capítol es fa una breu introducció al tema sobre el què es desenvoluparà el projecte. S'exposen les motivacions i objectius que es pretenen assolir al llarg del treball, i es delimita l'abast de què s'inclou dins l'estudi i què en queda fora.

En el segon capítol s'exposen un seguit de trets generals dels materials compostos, però també s'inclou una base teòrica de forma més detallada, que serà necessària per al desenvolupament del projecte en els següents apartats.

A partir del tercer capítol i fins el capítol 6 es desenvolupa l'objecte del projecte.

En el tercer capítol, es defineix un model que permet calcular la vida a fatiga basant-se en les corbes S-N dels materials compòsits tenint en compte les singularitats d'aquests.

En el capítol 4 es realitza una comprovació del model obtingut en capítol previ sobre un cas d'estudi.

En el capítol 5, un cop s'ha comprovat la validesa del model sobre el cas d'estudi, es procedeix a la seva implementació dins d'un codi d'elements finits i es realitzen comprovacions que demostrin el seu bon funcionament.

En el capítol 6, recuperem el cas d'estudi utilitzat per avaluar la validesa del model en el capítol 4, i realitzem un seguit de simulacions amb el model implementat en el software d'elements finits per comparar els resultats obtinguts amb aquesta nova eina de simulació. Finalment, en el capítol 7 s'exposen les conclusions a les que s'ha arribat durant el desenvolupament del projecte, i es revisa si s'han assolit els objectius que s'havien fixat en un principi.

Capítol 2

Generalitats sobre els materials compòsits

2.1 Definició i classificació dels materials compòsits

En els últims temps, els materials compostos o compòsits han guanyat fama i s'ha generalitzat el seu ús per a aplicacions molt diverses. No obstant, aquests no són, ni molt menys, un invent dels temps moderns. Des de l'antiguitat, l'home ha combinat diferents materials per a aplicacions i necessitats diverses, per exemple, la tova, una mescla de palla amb fang ja s'utilitzava per a la construcció a l'Antic Egipte.

A la natura, són també nombrosos els exemples que podem trobar de vegetals que tenen una constitució pròpia d'un material compòsit, sense anar més lluny, la fusta d'un arbre és una combinació entre fibres de cel.lulosa i hemicel.lulosa unides per una matriu de lignina.

Amb això, veiem que el grup de materials que podríem considerar com a compòsits és ampli, i la pertinença d'un material dins d'aquest grup, dependrà eminentment de la definició que es doni per a material compòsit. Per tant, cal definir què és un material compost.

Una possible definició senzilla seria considerar com a material compòsit el resultat de la combinació entre dos o més constituents diferents. Aquesta definició englobaria tot tipus de materials, inclosos els que es troben a la natura i que no han requerit de la intervenció de l'home per ser creats. No obstant, una definició més acurada seria dir que un material compòsit és un material manufacturat, resultant de la unió entre dos constituents diferents amb propietats individuals característiques i diferenciables entre sí i separats per una interfície, de la qual en resulten unes noves propietats que no s'assimilen a les propietats inicials dels dos constituents individualment.

D'aquesta última definició, és especialment rellevant el fet que gràcies a la unió de dos fases, s'aconsegueixen unes propietats que originalment no mostrava cap dels constituents de forma individual. Per tant, mitjançant els materials compòsits es maximitzen les propietats mecàniques i el comportament que s'espera d'un material per a una determinada aplicació mitjançant la combinació d'altres materials que individualment no serien útils per a aquesta aplicació.

En els materials compòsits, cada un dels constituents assumeix un paper diferent en el comportament mecànic del material. Es diu que un material compost està conformat

per una matriu i un reforç. La matriu es correspon a la fase continua del material que actua com a element de cohesió, de suport i s'encarrega de la distribució d'esforços cap al reforç, que és la fase del compòsit que assumeix la major càrrega de treball i és la que proporciona unes propietats mecàniques de resistència, rigidesa, etc. més elevades. La superfície d'unió entre la matriu i el reforç és la interfície, i la seva geometria també juga un paper important en el comportament mecànic del material.

Les possibles combinacions entre diferents materials per a la creació de nous materials compòsits són pràcticament il·limitades, no obstant aquestes només tenen sentit quan el material resultant té les propietats adequades que satisfan les necessitats per a una aplicació concreta. Degut a els múltiples tipus de materials compòsits existents, resulta d'interès classificar-los seguint algun tipus de criteri.

La forma més estesa per a la classificació dels materials compòsits es basa en els materials que conformen la seva matriu. D'acord amb aquesta classificació tenim tres grans grups:

- Compòsits de matriu polimèrica o Polymeric Matrix Composites (PMC)
- Compòsits de matriu metàl·lica o Metal Matrix Composites (MMC)
- Compòsits de matriu ceràmica o Ceramic Matrix Composites (CMC)

Alguns exemples de materials segons aquesta classificació podrien ser:

PMC: CFRP(Carbon Fiber Reinforced Polymer),LFRP(Long Fiber Reinforced Polymer),GFRP(Glass Fiber Reinforced Polymer), etc.

MMC: Matriu de cobalt reforçada amb carbur de tungstè: s'utilitza per a realitzar eines de tall gràcies a la seva duresa. O els compòsits d'Alumini i Grafit, que s'apliquen al camp de l'electrònica.

CMC: Els més coneguts són el formigó, formigó armat,etc.

Aquest treball, es centrarà únicament amb materials compòsits del tipus PMC, concretament en els polímers reforçats amb fibra a partir dels quals es fabriquen materials laminats, com és el cas dels CFRP o GFRP esmentats anteriorment.

2.2 Propietats i comportament mecànic dels compòsits

2.2.1 Constitució dels materials compostos laminats:

En els materials compòsits de matriu polimèrica PMC, el polímer sol ésser en la majoria de casos un termoplaste. Aquests polímers, de per sí, tenen unes propietats mecàniques poc desitjables per a actuar com a elements estructurals. Destaquen la seva baixa resistència i rigidesa comparada amb la d'altres materials com els metalls o les ceràmiques. És per això que el reforç del polímer mitjançant fibres, permet maximitzar de forma significativa les seves propietats. Alguns exemples de polímers que actuen com a Matriu

en els materials compòsits podrien ser: Epoxi, Policarbonats, Poliamides, etc. D'entre els polímers, els termoestables presenten l'avantatge d'aguantar millor els efectes de la temperatura que els termoplàstics, que flueixen i es degraden amb més facilitat degut a l'efecte tèrmic. Altrament, també són més resistents als agents químics que poden afectar el material. El termoestable més utilitzat sol ser la resina Epoxi.

Quan es parla de materials compòsits, són diversos els aspectes que hem de tenir en compte a l'hora d'estudiar el seu comportament mecànic i les seves propietats. Aquestes propietats mecàniques difereixen notablement de les dels materials tradicionals per diversos motius, a continuació es farà una breu explicació dels trets més significatius i propietats d'aquests materials.

Degut a la gran extensió de famílies de materials compostos existents, i tal i com hem dit anteriorment, tot el que s'exposi a continuació fa referència als materials compòsits laminats de matriu polimèrica i reforçats amb fibres.

Les estructures fetes a partir de polímers reforçats amb fibra FRP estan compostes de múltiples làmines individuals que s'apil·len fins a obtenir les propietats (resistència, rigidesa, etc.) desitjades per a una determinada aplicació. La composició a partir de làmines unidireccionals, fa que el ventall de combinacions possibles tingui com a resultat un ventall igualment ampli de propietats mecàniques que varien en funció del nombre de làmines utilitzades, l'angle d'orientació respectiu d'aquestes, etc.

Com a conseqüència d'aquesta composició intrínseca als CFRP laminats, les seves propietats presenten anisotropia, o bé són ortotròpiques. L'anisotropia és el concepte invers de la isotropia que trobem en els materials tradicionals, com per exemple els metalls. L'estructura interna dels materials isòtrops no segueix cap ordenament, i conseqüentment tenen un comportament elàstic i propietats mecàniques iguals en qualsevol direcció del material. Per modelar el comportament dels materials tradicionals isòtrops, per tant, és suficient conèixer dos de les constants elàstiques del material, per exemple el mòdul de Young E i el coeficient de poisson ν . Els materials compòsits, però, són més complexos.

2.2.2 Comportament elàstic dels compòsits laminats:

Com s'ha esmentat prèviament, els materials compòsits presenten anisotropia o són ortotròpics. La principal diferència entre anisotropia i ortotropia la trobem en que l'anisotropia és la diferència de propietats entre qualsevol direcció del material, i en l'ortotropia existeixen almenys dos plans ortogonals, en els quals les propietats mecàniques són iguals en qualsevol direcció continguda dins d'aquests plans. Els FRP tenen un comportament transversalment isotròpic (un cas particular d'ortotropia) en què si el material és sol·licitat en la direcció de les fibres mostra una rigidesa i resistència majors que si el sol·licitem en qualsevol direcció continguda en el pla perpendicular a aquestes fibres.

Com a conseqüència d'aquesta heterogeneïtat en funció de les direccions en la composició del material, per descriure'n el seu comportament elàstic, les constants elàstiques que necessitem conèixer per tal que el comportament elàstic del material quedi completament definit són 5: E_{11} , E_{22} , G_{12} , ν_{12} , ν_{21} . Per una làmina amb fibres unidireccionals en l'eix 1,

es defineixen els eixos principals:

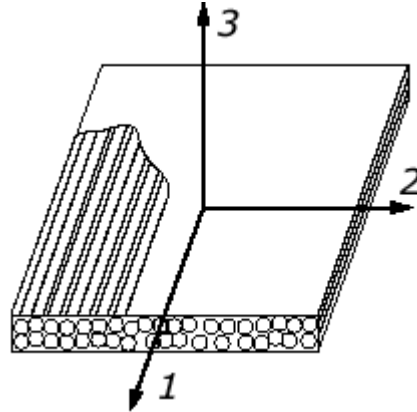


Figura 2.1: Direccions principals d'una làmina unidireccional.

El comportament elàstic per una sola làmina unidireccional quedaria definit de la següent forma:

Degut a que les dimensions d'una làmina són molt més grans en les direccions del pla 1 i 2 que en la direcció perpendicular 3, existeix un estat de tensió plana i llavors l'anàlisi es redueix en el pla de la làmina.

$$\sigma_{33} = \tau_{13} = \tau_{23} = 0 \quad (2.1)$$

Si les deformacions i tensions del pla de la làmina són:

$$\varepsilon_{12} = [\varepsilon_1 \varepsilon_2 \gamma_{12}] \quad (2.2)$$

$$\sigma_{12} = [\sigma_1 \sigma_2 \tau_{12}] \quad (2.3)$$

Q és la matriu de rigidesa de la làmina que relaciona les tensions i deformacions que es produeixen:

$$Q = \begin{bmatrix} \frac{E_{11}}{1-\nu_{12}\nu_{21}} & \frac{E_{11}\nu_{21}}{1-\nu_{12}\nu_{21}} & 0 \\ \frac{E_{22}\nu_{12}}{1-\nu_{12}\nu_{21}} & \frac{E_{22}}{1-\nu_{12}\nu_{21}} & 0 \\ 0 & 0 & G_{12} \end{bmatrix} \quad (2.4)$$

Llavors l'equació constitutiva d'una làmina unidireccional en què les direccions locals 1, 2, 3 coincideixen amb els eixos globals del laminat x, y, z queda:

$$\sigma_{12} = Q\varepsilon_{12} \quad (2.5)$$

Aquesta descripció del comportament del material, si ja és més complexa en els material FRP que en qualsevol material isòtrop, aquesta complexitat augmenta més quan es realitzen materials laminats a partir de làmines unidireccional que poden estar orientades de forma diferent en cada capa. Això dóna lloc al que és conegut com a seqüència de laminat, que és un vector que conté les orientacions de cada capa del laminat respecte la direcció global del laminat.

La determinació del comportament mecànic d'un material laminat a partir de les propietats elàstiques d'una lamina unidireccional i coneixent la seqüència de laminat, es realitza de la següent forma:

Es transformen les components de la matriu de rigidesa respecte les direccions locals 1 i 2 de cada làmina individual a un sistema de coordenades global del laminat x,y. Les relacions són: $\sigma_{12} = T_1\sigma_{xy}$ i $\varepsilon_{12} = T_2\varepsilon_{xy}$ on $T_1(\theta)$ i $T_2(\theta)$ són les matrius de transformació que es calculen a partir dels angles de la seqüència de laminat.

A partir d'aquestes relacions, es pot obtenir la matriu de rigidesa transformada de la làmina: \bar{Q} , que ens permet obtenir les deformacions d'una làmina respecte els eixos globals del laminat, a partir de les tensions en aquests mateixos eixos: $\sigma_{xy} = \bar{Q}\varepsilon_{xy}$

El comportament a flexió de les làmines està desacoblat del comportament elàstic en el pla de la làmina, i es té en compte superposant la deformació en el pla de la làmina: ε^0 , constant en tot el gruix, amb les deformacions causades per la flexió, que evolucionen linealment al llarg del gruix i es defineixen a partir de les curvatures de la làmina.

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \varepsilon_x^o \\ \varepsilon_y^o \\ \gamma_{xy}^o \end{bmatrix} + z \begin{bmatrix} \kappa_x \\ \kappa_y \\ \kappa_{xy} \end{bmatrix} \quad (2.6)$$

On z és la distància respecte el pla mig de la làmina i κ les curvatures.

Sense entrar en més detalls de com es realitzen els càlculs, finalment, es defineixen les matrius A, B, D que vindrien a ser un sumatori dels components de les matrius de rigidesa \bar{Q} de les diferents capes del laminat a través del gruix, i són les que acaben definint el comportament del laminat de forma global:

$$\begin{bmatrix} N \\ M \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A & B \\ B & D \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon^0 \\ \kappa \end{bmatrix}$$

On $N = [N_x, N_y, N_{xy}]$ és el vector que conté les forces externes per unitat de longitud, i $M = [M_x, M_y, M_{xy}]$ el vector que conté els moments externs aplicats per unitat de longitud.

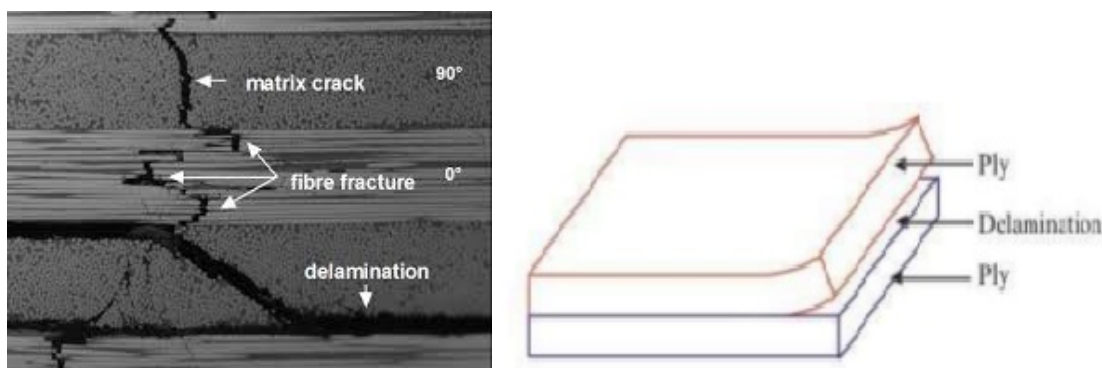
2.2.3 Fractura dels materials compòsits:

Pel que fa a la fallada dels materials compòsits, són múltiples els modes de falla que poden fer arribar el material a un trencament o pèrdua útil de les propietats. Els principals serien:

- Trencament o vinclament de fibres.
- Trencament de la matriu.
- Despreniment entre fibres i matriu.

- Delaminació.

La delaminació consisteix en la separació entre dos capes del material. Sovint en la fractura d'un material compost s'hi veuen involucrats més d'un dels mecanismes de fallada esmentats de forma simultània. No obstant, el mode de fallada més crític sol ser la delaminació, ja que sovint, el trencament de fibres o de la matriu, creen defectes o esquerdes que es propaguen fins a arribar a la interfície entre làmines del material, i aleshores l'esquerda es propaga al llarg d'aquesta capa entre làmines, fent que el mecanisme de fallada final sigui la delaminació. Aquest treball es focalitzarà en l'estudi de la delaminació com a mode de falla més crític, i els estudis de fatiga que s'exposen també faran referència a aquest fenomen.



(a) Delaminació combinada amb altres modes de falla.

(b) Esquema del fenomen de la delaminació.

Figura 2.2: Delaminació en materials FRP laminats.

Per l'estudi de la fractura en els materials composts, en comptes de treballar amb valors de tensions, es solen utilitzar termes energètics com la taxa d'alliberament d'energia G , amb unitats d'energia per unitat de superfície J/m^2 i que es podria interpretar com l'energia de la que es disposa per a crear una nova unitat superfície en el material. Per a l'estudi de la propagació de la delaminació, es pot considerar la delaminació com a una esquerda entre les capes d'un material laminat.

No obstant, per estudiar la iniciació i propagació de la delaminació, cal entendre que en els materials composts, al front de propagació de l'esquerda existeix una zona de procés de fractura en la qual, un cop es superen les tensions límits del material, es va acumulant dany de forma dispersa al llarg d'aquesta zona, resultant en una degradació de les propietats del material abans del seu trencament total. Al mateix temps que el material es va danyant i les propietats es degraden, es va dissipant energia. Un cop l'energia per unitat d'àrea dissipada en aquest procés s'igualava al valor de la taxa d'alliberament d'energia crítica pròpia del material G_c , les làmines del material es separen completament i la superfície de l'esquerda augmenta. Com es veurà més endavant, aquest és un fenomen no lineal, i s'han d'utilitzar tècniques o models específics per poder descriure de forma realista l'evolució de la delaminació.

En els materials, les esquerdes es poden propagar de tres formes diferents segons la direcció en la que s'apliquen les càrregues que en provoquen l'obertura i propagació. Si la càrrega és a tracció en la direcció perpendicular al pla de l'esquerda es diu que el mode d'obertura és mode I (normal). Si la càrrega que causa la propagació està continguda en les direccions del pla de l'esquerda (tallant), aleshores es distingeix entre mode II i mode III segons es pot veure a la següent imatge:

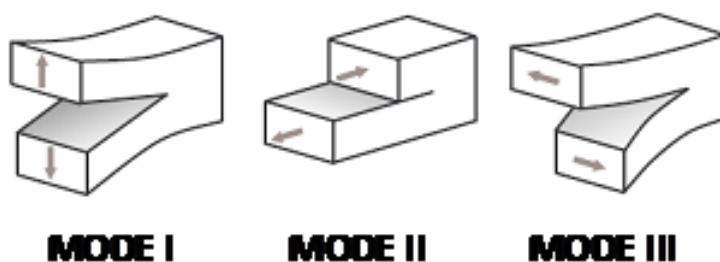


Figura 2.3: Modes de fractura d'un material.

Com es pot veure a la imatge superior, es distingeix entre mode I, mode II i mode III. La particularitat que fa que el mode de propagació d'una esquerda acabi essent determinant en la predicció de la fractura del material, és que l'energia crítica de fractura G_c canvia segons si el material està carregat en mode I, mode II, mode III o un mode mixt que és combinació dels altres tres. El mode més crític és el mode I, al qual li correspon un valor de G_c més baix. Després del mode I, el mode II és el més crític i finalment el mode III és el que té un valor de G_c més alt.

Per tant, les condicions que es donen quan es produeix la formació de una nova àrea d'esquerda són:

$$G = G_c \quad (2.7)$$

Aquesta igualtat, pren diferents valors en funció quin és el mode de càrrega en el que s'està produint la delaminació. Així, en mode I seria:

$$G_I = G_{IC} \quad (2.8)$$

En mode II:

$$G_{II} = G_{IIC} \quad (2.9)$$

En mode III:

$$G_{III} = G_{IIIC} \quad (2.10)$$

On G_I , G_{II} i G_{III} són les taxes d'alliberament d'energia en mode pur a les que està sotmès el material.

Quan el mode de càrrega és pur, els valors de G_{IC} o G_{IIC} , són coneguts ja que s'han pogut determinar mitjançant assajos experimentals. No obstant, si volem conèixer el valor de G_c per un mode de càrrega que és combinació dels altres, ens cal algun criteri per determinar quin és aquest valor. Com veiem, el mode de càrrega al que està sol·licitat el material resulta determinant per conèixer quin serà el valor seva taxa d'alliberament d'energia crítica G_c . Per tal de quantificar quina part de la càrrega total en termes energètics es correspon a cada mode, es defineix la ràtio de mode mixt B com a:

$$B = \frac{G_{II} + G_{III}}{G_I + G_{II} + G_{III}} \quad (2.11)$$

Sovint es simplifica i es considera:

$$G_{SH} = G_{II} + G_{III} \quad (2.12)$$

Per tant, podem definir la taxa d'alliberament d'energia crítica o energia crítica de fractura G_c com a funció de la ràtio de mode mixt B .

Un dels criteris més àmpliament utilitzats és el criteri B-K o de Benzeggagh—Kenane:

$$G_c = G_{Ic} + (G_{SHc} - G_{Ic})B^\eta \quad (2.13)$$

El criteri B-K està escrit a partir de les energies de resistència a la fractura en mode I i mode II G_{Ic} i G_{IIc} , la ràtio de mode mixt B i el paràmetre d'interacció η obtingut de forma experimental i que té un valor diferent segons el material.

2.3 Fatiga en els materials compòsits

La fatiga és un fenomen que consisteix en la fractura o degradació d'un material degut a càrregues cícliques per sota del valor d'una tensió límit. En els materials tradicionals la fatiga és un fenomen àmpliament estudiat i se'n coneixen els mecanismes principals que donen lloc a la fractura dels materials com poden ser metalls, ceràmiques, etc. L'explicació física del fenomen, incloent la nucleació, iniciació i evolució de l'esquerda, estan ben determinades per aquests materials tradicionals: Les esquerdes s'inicien en punts del material en els que existeix algun tipus de defecte que actua com a concentrador de tensions. Després del període de nucleació de l'esquerda, aquesta es comença a propagar, en un principi de forma lenta, fins que arribat a un cert punt, la velocitat de propagació augmenta sobtadament i s'acaba produint la ruptura del material.

En els materials compostos, tal i com passava amb les propietats respecte els materials tradicionals, hi ha un seguit de singularitats que fan que l'explicació dels mecanismes d'aquest fenomen resulti més complexe, i s'hagin de tenir en compte diversos paràmetres propis de la naturalesa dels materials compostos que hi tenen influència.

Les aproximacions per a l'estudi de la delaminació causada per fatiga, es poden dividir en dos grups: Els models de vida a fatiga, o models de la mecànica de la fractura.

Abans d'entrar en l'explicació d'aquests models, però, resulta necessari distingir tres fases diferents al llarg de l'evolució de la delaminació.

- La primera fase és la iniciació: la iniciació es correspon a la formació de l'esquerda inicial al voltant d'algun punt en què existeixen defectes del material que provoquen una concentració de tensions tal i com passa amb materials tradicionals com els metalls.
- Un cop s'ha format aquesta esquerda inicial, la segona fase es coneix com a l'onset de l'esquerda, i es correspon al moment en que aquesta esquerda existent es comença a propagar sota les càrregues cícliques a les que està sotmès el material.
- Finalment, la tercera fase d'estudi es correspon a la propagació de l'esquerda fins a la fallada final del material.

Per estudiar cada una de les fases esmentades, existeixen múltiples models en la literatura que expliquen de forma separada cada una d'aquestes fases.

Models de vida a fatiga, corbes G-N

En els materials tradicionals, l'eina més àmpliament utilitzada per a la determinació de la vida a fatiga d'un material són les corbes S-N o corbes de Wöhler. En aquestes corbes obtingudes de forma experimental, hi ha representats la tensió a la que s'ha carregat de forma cíclica el material envers el nombre de cicles que ha aguantat sota aquella càrrega fins que s'ha produït la fractura.

L'equivalent de les corbes S-N en els materials compòsits, i d'acord amb el criteri de treballar amb termes energètics en comptes de amb tensions, serien les corbes G-N o corbes d'onset. Aquestes corbes, es defineixen, però, amb un criteri diferent que les corbes tradicionals S-N. En les corbes G-N, s'hi representa l'energia disponible per a la fractura a les que està sotmès el material de forma cíclica, envers el nombre de cicles que el material aguanta sota aquell valor de càrrega. No obstant, el criteri de vida útil no és la fractura del material sinó un increment de la compliància (elasticitat del material) en un determinat percentatge, que és el que determina l'onset de la delaminació (començament de la propagació de l'esquerda):

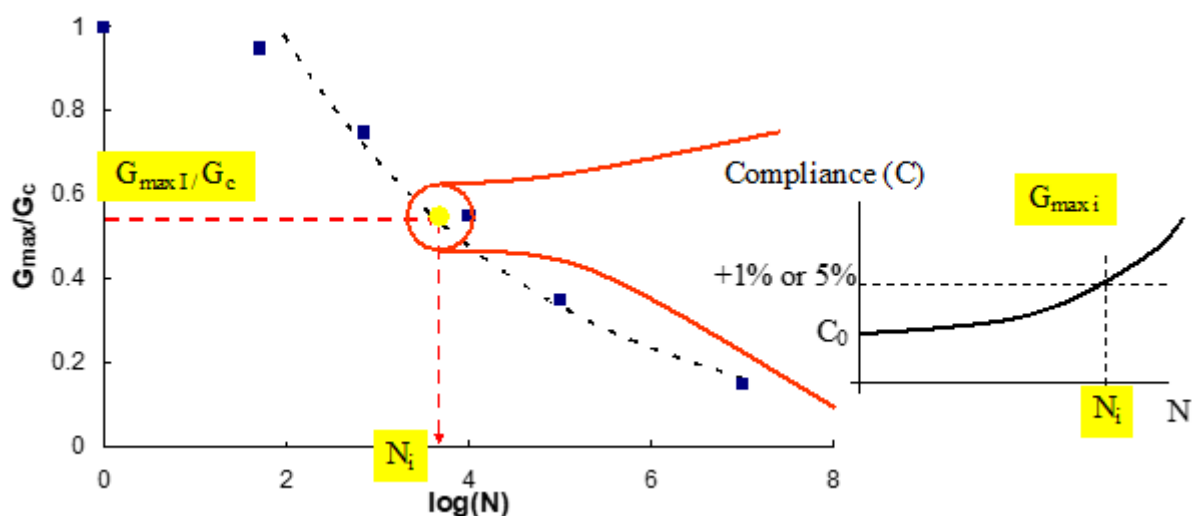


Figura 2.4: Corba G-N normalitzada: definició a partir de l'increment de la compliància.

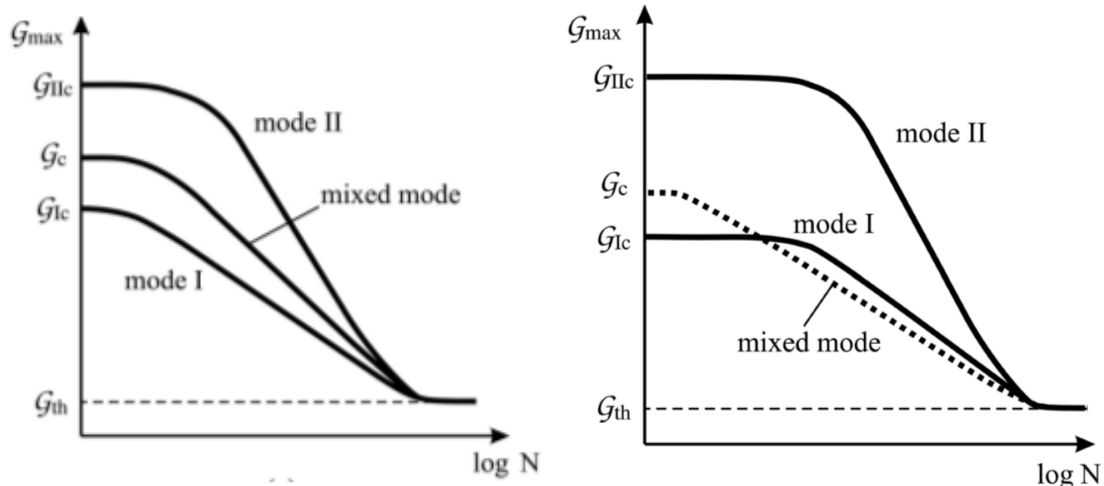
Les equacions que s'obtenen per ajust experimental de les corbes G-N, i normalitzades respecte el valor de la taxa d'alliberament d'energia crítica G_c tenen la següent forma:

$$\frac{G_{max}}{G_c} = \zeta N^{-e} \quad (2.14)$$

Tot i que l'onset de la delaminació també es pot determinar mitjançant inspecció visual del material, o bé definint una longitud de la delaminació que quan s'assoleix es considera que s'ha produït aquest onset; el criteri més utilitzat i el que es farà servir en aquest treball, és el de l'increment de la compliància en un 1% o un 5%.

Tal i com passava amb la fractura dels materials compòsits, els valors de la G_c dels

quals depenia de la ràtio de mode mixt del material B , existeixen diferents corbes G-N per a diversos tipus de modes de càrrega mixtes. Només es té en compte el mode I i mode II.



(a) Dependència de la vida a fatiga segons el mode de càrrega. (b) Dependència de les corbes G-N segons mode de càrrega i model que s'utilitzi.

Figura 2.5: Dependència de les corbes d'onset segons el mode de càrrega(Bak et al., 2014).

A les imatges superiors podem veure com el mode més crític a fatiga és el mode I. En funció del tipus de dependència dels paràmetres de l'expressió(2.14): $\varrho(B)$ i $\zeta(B)$ de la ràtio de mode mixt B , podem trobar-nos en què l'evolució de les corbes G-N a mesura que augmenta el mode de càrrega sigui com a la figura 2.5.a si $\varrho(B)$ i $\zeta(B)$ són funcions monotòniques, o en el cas de que no sigui així, les corbes G-N tinguin una evolució amb el mode de càrrega com a la figura 2.5.b. Aquesta discussió serà desenvolupada més àmpliament al proper capítol.

De les corbes d'onset, destaquen els valors de $G_c = G_{crítica}$, que implica l'Onset de la delaminació amb un sol cycle de càrrega si es carrega el material amb valors superiors a aquesta energia, i G_{th} (threshold) amb valors per sota de la qual el material té vida infinita a fatiga.

Models de mecànica de la fractura: LLei de Paris

Els altres models que existeixen per descriure el comportament dels materials compòsits a fatiga, són els models del camp de la mecànica de la fractura. Aquests models es solen basar en la Llei de Paris, o bé en variants d'aquesta.

LLei de Paris:

$$\frac{dA}{dN} = C \left(\frac{G_{max}}{G_c} \right)^m \quad (2.15)$$

La Llei de Paris relaciona la velocitat de propagació de l'esquerda a fatiga, amb la taxa d'alliberament d'energia a la que està sotmès el material, en forma d'una llei de potència.

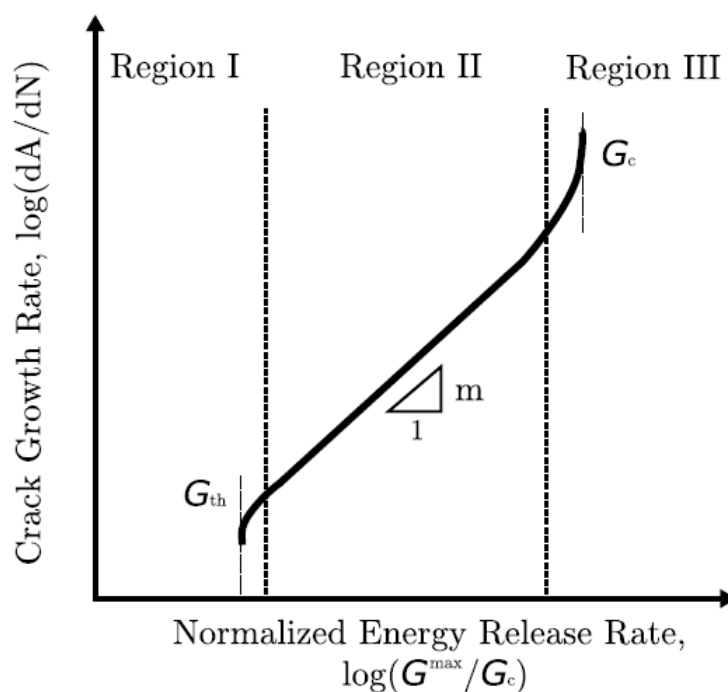


Figura 2.6: Gràfic de la Llei de Paris.

En el gràfic superior podem veure la velocitat de creixement de l'esquerda per cicle en funció de la taxa d'alliberament d'energia normalitzada respecte el valor de la taxa d'alliberament d'energia crítica G_c en una escala logarítmica.

En el gràfic es distingeixen tres regions en les quals el creixement de l'esquerda evoluciona de forma diferent. En la regió I, per valors baixos de la taxa d'alliberament d'energia normalitzada, l'esquerda no propaga pràcticament.

En la regió II, la velocitat de propagació de l'esquerda s'estabilitza, i és en aquesta regió que es compleix la Llei de Paris (el pendent de la corba en la regió II es correspon al paràmetre exponencial de la llei m).

Finalment, en la regió III, per valors propers a G_c , la velocitat de creixement de l'esquerda augmenta sobtadament i el material acaba trencant-se per fatiga.

Tal i com hem vist que passava amb la fractura dels CFRP, el mode de càrrega serà determinant en el comportament del material sota càrregues cícliques, en tant que depenent de en quina direcció del material s'està aplicant la càrrega, el nombre de cicles que resistirà per un mateix valor d'aquesta canviarà.

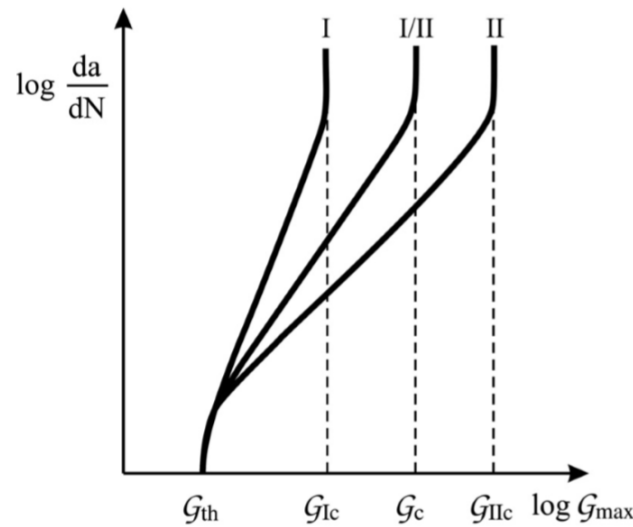


Figura 2.7: Corbes de Paris en funció del mode de càrrega, (Bak et al., 2014).

En el gràfic tornem a veure com el mode de càrrega més crític és el mode I, seguit dels modes mixts i el mode II.

Influència d'altres paràmetres en el comportament a fatiga del material

Fins aquí s'han vist els dos principals models que s'utilitzen per a l'estudi de la delaminació sota fatiga, i la influència que la ràtio de mode mixt B tenia sobre ells. No obstant, hi ha altres factors que poden tenir efecte sobre aquest fenomen.

Un paràmetre important que influeix en el comportament a fatiga dels materials és la ràtio de càrrega R , que captura l'efecte de l'amplitud de la càrrega, que es defineix com a:

$$R = \sqrt{\frac{G_{min}}{G_{max}}} \quad (2.16)$$

On G_{min} és l'energia mínima aplicada per cicle i G_{max} és l'energia màxima de cicle. Valors baixos d'aquesta ràtio de càrrega, fan que el material resisteixi un menor nombre de cicles per un determinat valor de G . En canvi, valors propers a 1 són resistits millor pel material, i aquest pot aguantar un major nombre de cicles. Cal esmentar que l'efecte de la ràtio de càrrega sobre les corbes G-N és pràcticament nul si el valor de G_{max} és proper a G_c , i la influència va augmentant a mesura que el valor de G_{max} s'aproxima a G_{th} .

Hi ha altres paràmetres que influeixen en menor mesura en el comportament a fatiga del material, com podrien ser: la temperatura, condicions ambientals, la forma de la corba de càrrega, la freqüència, etc. No obstant el més determinants són la ràtio de mode mixt B i la ràtio de càrrega R , i són els que es solen tenir en compte en els models que pretenen servir com a eina per a la predicció de la delaminació a fatiga.

Els paràmetres com la ràtio de mode mixt B , o la taxa d'alliberament d'energia, com es veurà més endavant es poden computar mitjançant un anàlisi d'elements finits del problema i utilitzant uns models específics anomenats models de zona cohesiva.

A partir de la teoria exposada, en el següent capítol s'intentarà desenvolupar un model que implementat dins d'un codi d'elements finits permeti avaluar el nombre de cicles d'u-

na estructura de material compòsit carregada a fatiga, abans no es produeix l'onset d'una delaminació, tenint en compte la ràtio de mode mixt B .

2.4 Mètode dels elements finits, aplicació en els camps dels compòsits, i models de zona cohesiva CZM

Els problemes que es plantegen en la majoria de situacions reals a l'enginyeria, consten d'unes condicions que en dificulten la seva resolució de forma analítica o mitjançant mètodes tradicionals. És per això que la utilització de mètodes numèrics com a forma alternativa de resolució de problemes es planteja com a la millor opció per tractar casos complexes o no lineals. Més endavant s'exposarà de forma més detallada l'aplicació del mètode dels elements finits al nostre problema concret, abans però, en aquest capítol es fa un breu recordatori de la teoria del mètode dels elements finits, així com una enumeració les seves aplicacions en el camp dels materials compòsits, i finalment s'explica en què consisteixen els models de zona cohesiva o CZM, i quina aplicació tenen al nostre problema.

2.4.1 Mètode dels elements finits

El comportament físic dels materials es pot descriure en forma d'equacions diferencials en derivades parcials. La resolució de l'anomenat problema elàstic, consistent a trobar les tensions i desplaçaments d'un sòlid elàstic donades unes determinades condicions de contorn (accions sobre aquest), resulta infactible de forma analítica per casos en què el problema és complex. És per això, que per a la resolució d'aquest tipus de problemes és necessari utilitzar mètodes numèrics com podria ser el mètode dels elements finits.

En el problema elàstic tenim: unes equacions constitutives del material, que ens relacionen les tensions i les deformacions. Equacions cinemàtiques que relacionen els desplaçaments amb la deformació que pateix el material. Unes condicions de contorn, que són les accions a les que està sotmès el material: Forces, desplaçaments, pressions, etc. I finalment, unes equacions d'equilibri que s'han de complir de forma que les forces a les que està sotmesa una estructura s'igualin a les tensions internes del material.

En el mètode dels elements finits s'agafa un problema, que per la seva complexitat no podria ser solucionat de forma analítica, i es discretitza el domini del problema en un nombre finit de parts més petites que reben el nom d'elements, i sobre les quals són d'aplicació els quatre tipus de relacions que hem enumerat prèviament (equacions d'equilibri, equacions cinemàtiques, condicions de contorn i llei constitutiva).

Hi ha molts tipus diferents d'elements segons la seva formulació i geometria. Entenem per formulació d'un element la teoria i fórmules matemàtiques que defineixen el comportament de l'element.

El mètode dels Elements Finitos va ser desenvolupat en un principi per a la resolució de problemes sobre materials tradicionals, amb un comportament i propietats isotròpics. No obstant, degut a la naturalesa heterogènia dels materials compòsits, com ja s'ha explicat,

aquests presenten anisotropia o un comportament ortotròpic, i això fa que la formulació dels elements que permeten la resolució d'un problema en què s'està tractant amb materials compòsits difereixi de la formulació dels elements tradicionals.

2.4.2 Aplicació en materials compostos

Degut a les característiques pròpies dels materials compòsits FRP així com del tipus d'estructures que es realitzen a partir d'aquests, hi ha unes determinades tipologies d'elements que són les que millor capturen el seu comportament, així com també ho fan d'una forma més eficient.

Si bé és possible utilitzar elements tridimensionals sòlids en els anàlisis, la naturalesa dels materials compostos laminats, fa que elements tipus membrana, plat o shell es presentin com la millor opció per simular el comportament mecànic de forma òptima, mantenint una bona relació entre precisió dels resultats i cost computacional.

Per simular el comportament de la interfície entre làmines on es produeix la delaminació, s'utilitzaran elements cohesius. La formulació d'aquests elements es fa a partir dels anomenats models de zona cohesiva.

2.4.3 Models de zona cohesiva

Un dels models més estesos que permet estudiar el comportament entre làmines del material compòsit és el model de zona cohesiva o CZM (Cohesive Zone Model). Emmarcats dins el camp de la mecànica de la fractura, els models de zona cohesiva són models constitutius basats en una llei de tracció/separació que caracteritzen el comportament físic d'una interfície entre les capes d'un material laminat, o més genèricament, entre dos superfícies qualsevols que estan unides d'alguna forma en les que existeixi una zona de procés de fractura.

En els processos de fractura dels materials, com és el cas de la delaminació, es pot considerar que en el front de l'esquerda que s'està propagant, existeix una anomenada zona de procés de fractura, o Fracture Process Zone FPZ. En aquesta zona de procés de fractura el comportament del material és no lineal, i els principis de la teoria de la fractura lineal i elàstica LEFM deixen de ser aplicables. Llavors, el comportament del material en aquesta interfície es modela a partir d'un model de zona cohesiva. Aquesta aproximació al fenomen de la propagació d'esquerdes, aporta avantatges respecte l'enfocament tradicional de la teoria LEFM.

Com s'ha dit, els models de zona cohesiva es basen en una llei de tracció separació. Hi ha múltiples formes d'aquesta llei, però la més àmpliament utilitzada és una corba bilineal com la de la següent imatge:

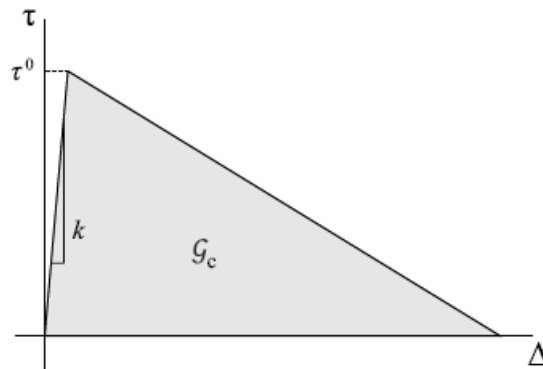


Figura 2.8: Gràfic de la llei constitutiva d'un model de zona cohesiva.

En el model descrit al gràfic superior, es relaciona la tracció de la interfície amb el desplaçament entre capes que s'hi produeix. Tenim una zona elàstica de càrrega amb pendent K , i una altra zona, a partir de la qual s'inicia el dany, que és un procés irreversible:

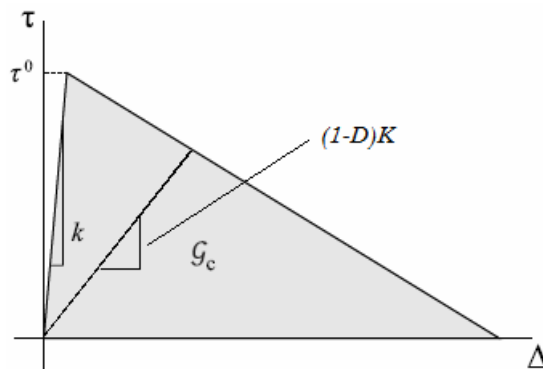


Figura 2.9: Evolució de la llei del CZM a mesura que es produeix dany.

En aquestes lleis cohesives, s'hi afegeix una variable de dany, que permet modelar la degradació de l'interfície que es produeix abans no es separen les capes completament. Mentre el material està treballant sense superar el valor de τ_0 , i ens movem dins la zona elàstica del model, el material manté les seves propietats intactes.

No obstant, un cop es supera aquest valor de τ_0 i hem produït dany, la corba de càrrega canvia, i passa a tenir una nova pendent, o rigidesa de valor $(1 - D_k)K$, per tant la rigidesa del material de la zona cohesiva ha empitjorat i aguanta una càrrega menor. Al llarg d'aquest procés, es va dissipant energia.

El paràmetre D_k representa el dany i és adimensional. No obstant, també es defineix el dany com a:

$$D_e = \frac{W_d}{G_c} \quad (2.17)$$

Aquesta última definició, basada en termes energètics, relaciona l'àrea total sota la corba de càrrega inicial, que correspon a l'energia crítica G_c del material i l'energia dissipada fins el moment: W_d , que és l'àrea entre la corba de càrrega inicial i la nova corba de càrrega un cop s'ha produït dany en la zona cohesiva. L'avantatge d'aquesta definició de dany sobre la primera és que té una evolució lineal respecte la variable de deformació de la zona

cohesiva i relaciona el dany amb la deformació de forma més intuïtiva que el paràmetre de dany Dk , que creix de forma no lineal (molt a l'inici de la deformació i molt poc al final) respecte la deformació.

En qualsevol cas, un cop la interfície s'ha danyat completament (valors de les variables de Dany=1), l'energia dissipada en el procés de degradació equival a G_C i es forma una nova superfície.

Finalment, també resulta de vital interès conèixer com varien les lleis cohesives segons el paràmetre B , que ens indica quin és el percentatge de càrrega de Mode I i mode II.

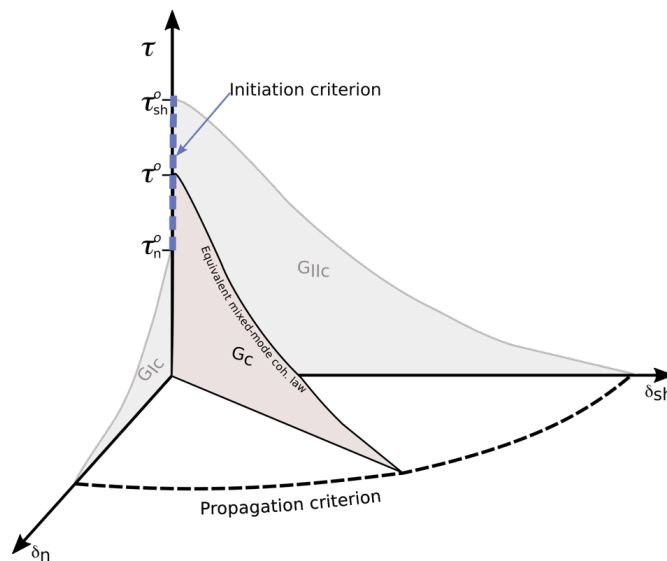


Figura 2.10: Llei Cohesiva segons el mode de càrrega B

Com es veu, mitjançant un criteri d'iniciació i un criteri de propagació, es poden obtenir els desplaçaments d'inici i desplaçaments finals, que juntament amb els valors de $G_c(B)$ que es poden calcular a partir del criteri B-K, determinen la llei cohesiva per qualsevol ràtio de mode mixt B .

Per tal d'implementar aquest model a l'ABAQUS, s'utilitza una subrutina d'usuari. La subrutina que utilitzarem serà la UMAT, que s'utilitza quan cap dels materials disponibles dins d'ABAQUS representa adequadament el comportament del material que volem modelar. Pel que fa als elements, utilitzarem elements cohesius que sí que venen per defecte integrats amb ABAQUS, tot i que hi hauria l'opció d'implementar-los mitjançant la subrutina UEL.

Capítol 3

Interpolació de les corbes G-N per a mode mixt

3.1 Dades experimentals

Les dades a partir de les quals es desenvoluparà el model de fatiga són dades empíriques obtingudes a través d'assajos estandarditzats.

Utilitzarem les dades experimentals obtingudes per (Hansen and Martin, 1999) en uns assajos sobre provetes del material compòsit CFRP IM7/8552. Es van realitzar assajos de delaminació tant en cas estàtic com a fatiga.

A continuació es fa una breu descripció de quins són els diferents tipus d'assajos per a determinar la vida a fatiga de les provetes de material compòsit, així com de les dades i resultats experimentals que es van obtenir i que s'han emprat posteriorment per realitzar el nostre model de fatiga.

Degut a la dependència del comportament dels compòsits segons el mode de càrrega, hi ha tres tipus principals d'assajos que serveixen per determinar les propietats de provetes de compòsit.

- Mode I: assaig DCB.
- Mode II: assaig ENF.
- Mode mixt: assaig MMB.

Assaig DCB:

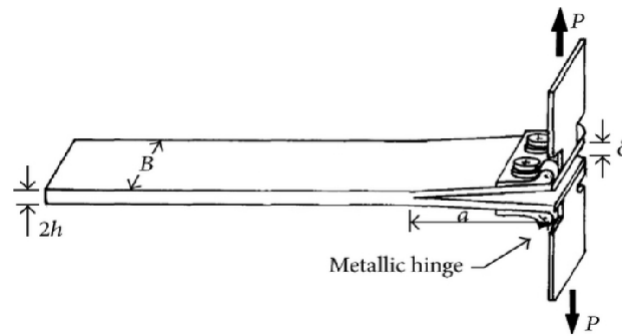


Figura 3.1: Assaig DCB o Double Cantilever Beam.

Les dades d'onset de la delaminació per fatiga, obtingudes per Hansen i Martin mitjançant l'assaig DCB sobre provetes del material IM7/8552 es poden veure al següent gràfic. A l'extrem superior dret també es poden veure els valors de G_c obtinguts en assajos estàtics.

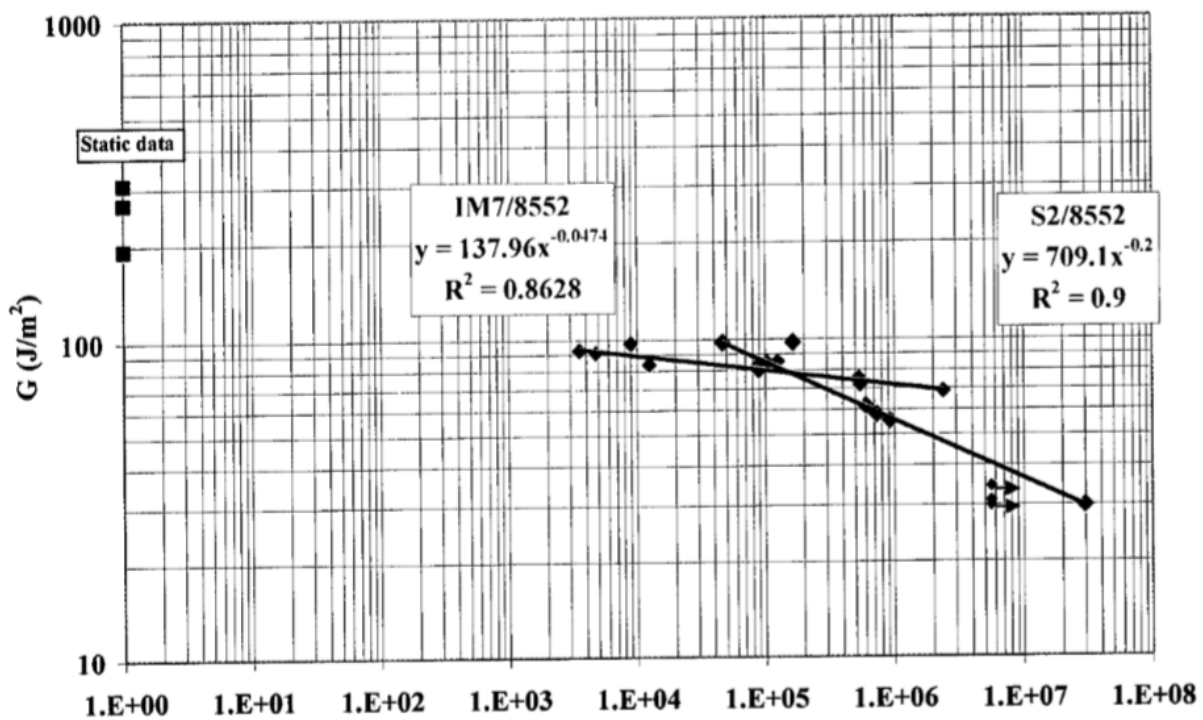


Figura 3.2: Dades d'onset G-N en mode I, B=0. Hansen i Martin(1999).

Ajustant una llei de potència a les dades experimentals(2.14), la corba d'onset del material IM7/8552 en mode I és:

$$\frac{G_{maxI}}{G_{CI}} = 0.8352N^{-0.0641} \quad (3.1)$$

Com s'ha dit, per mode II les dades s'obtenen mitjançant l'assaig ENF o End Notched Flexure. En l'obtenció de les dades experimentals, es va utilitzar un 4ENF(4 recolzaments, també existeix amb 3). La flexió aplicada a la proveta fa que aquesta s'obri en pur mode II:

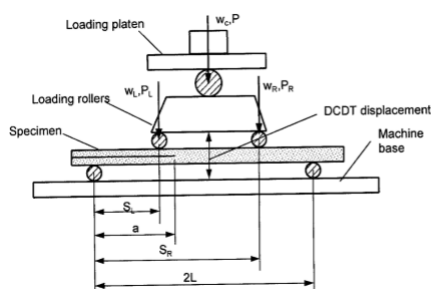


Figura 3.3: Assaig 4ENF

Tal i com es pot veure al següent gràfic, es van realitzar pocs assajos de mode II.

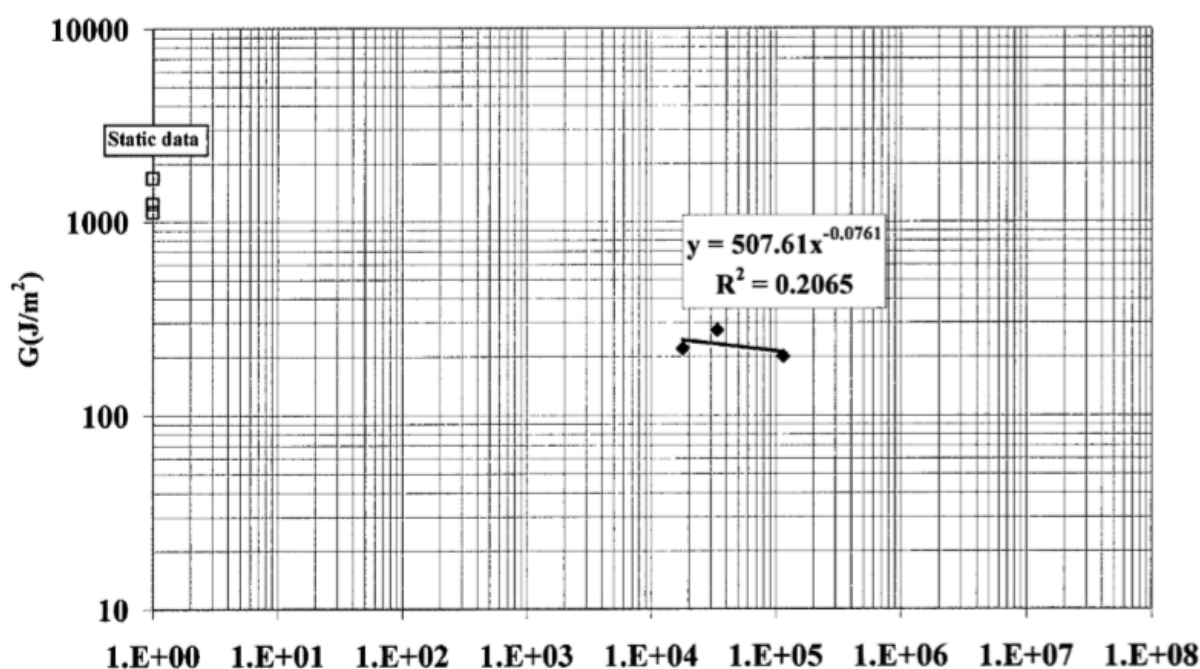


Figura 3.4: Dades d'onset G-N en mode II, B=1. Hansen i Martin(1999).

En mode II, la corba d'onset obtinguda per ajust experimental de les dades és:

$$\frac{G_{maxII}}{G_{CII}} = 0.376N^{-0.0751} \quad (3.2)$$

Assaig MMB, Mixed Mode Bending: L'assaig MMB permet assajar una proveta de material per un determinat mode mixt que depèn de les dimensions del dispositiu experimental, ja que es combina la flexió de la proveta(mode II) amb la tracció a les cares superior i inferior(Mode I):

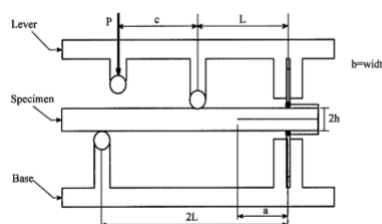


Figura 3.5: Assaig MMB.

Es van realitzar diversos assajos a fatiga per dos modes mixts diferents: Mode mixt amb una ràtio de mode mixt $B = 0.33$ i un assaig en mode mixt per una ràtio de mode mixt $B = 0.66$.

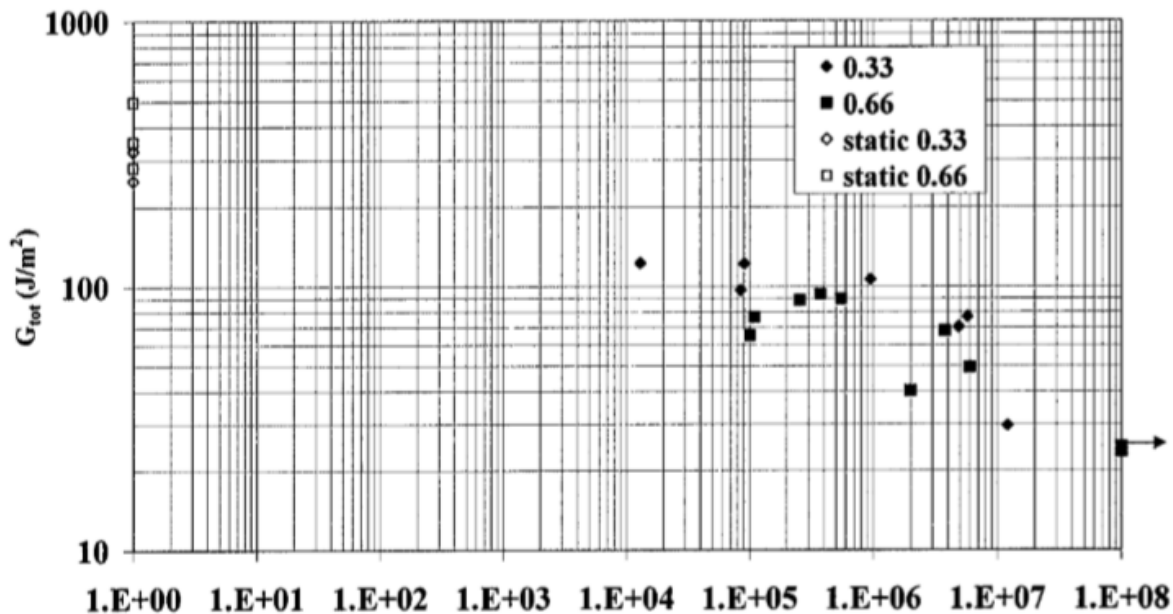


Figura 3.6: Dades d'onset G-N en modes mixts, $B=0.33$ i $B=0.66$. Hansen i Martin(1999).

Ajustant les dades obtingudes en els assajos 4ENF per mode mixt amb $B=0.33$ i $B=0.66$:

Mode mixt $B = 0.33$

$$\frac{G_{max33\%}}{G_{C33\%}} = 1.962N^{-0.148} \quad (3.3)$$

Mode mixt $B = 0.66$

$$\frac{G_{max66\%}}{G_{C66\%}} = 0.811N^{-0.112} \quad (3.4)$$

Finalment, en el següent gràfic es pot veure un resum de totes les dades obtingudes en els assajos a fatiga per obtenir les corbes $G - N$.

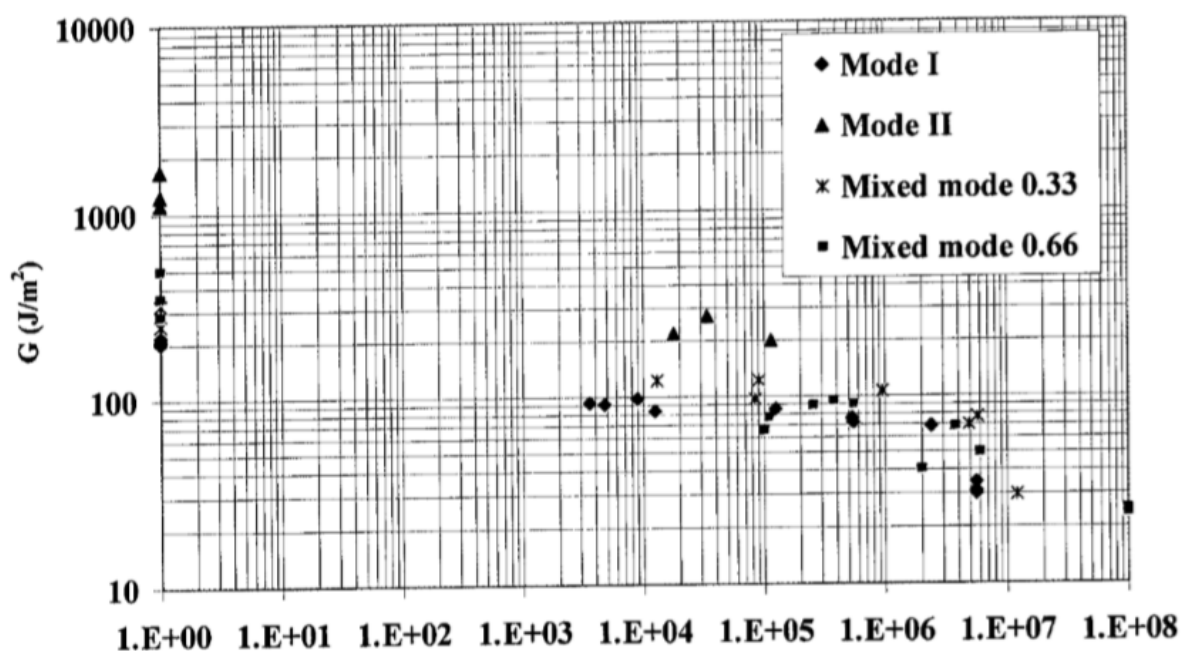


Figura 3.7: Resultats de tots els assajos a fatiga per diferents G i mode mixt B (Hansen i Martin, 1999).

3.2 Definició del model i interpol.lació

En aquest treball, es pretén crear una eina que permeti predir el comportament a fatiga del material tenint en compte la ràtio de mode mixt B . Per fer-ho, ens cal trobar un model que ens relacioni la taxa d'alliberament d'energia G a la que es carrega el material i la ràtio de mode mixt B , amb el nombre de cicles N que aguanta fins a l'onset de la delaminació.

Les dades experimentals de les que disposem són les que s'han pogut veure a l'apartat anterior i són un total de quatre corbes $G - N$ per diferents modes de càrrega.

A partir d'aquestes dades 4 corbes obtingudes a través dels assajos DCB pur mode I ENF MMB 33% MMB 66% i ENF pur mode II, l'objectiu és el de realitzar una interpolació d'aquestes tot generant una superfície definida en l'espai (G, B, N) on entrant-hi a partir de l'energia aplicada al material G i segons el mode mixt de càrrega B , quedi definida la vida a fatiga en cicles d'aquell material (increment de la compliància un 1% o 5% segons criteri prèviament establert).

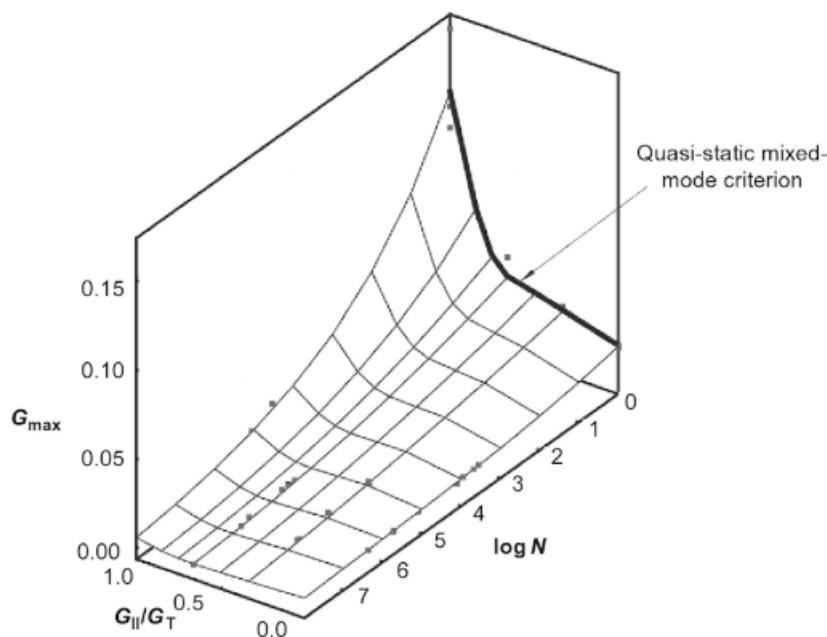


Figura 3.8: Representació de les dades experimentals de Hansen i Martin(1999) a l'espai(G, B, N). Figura extreta de (Camanho and Hallett, 2015).

A la imatge superior, es poden veure representades les dades experimentals de Hansen i Martin a l'espai, interpolades per una superfície que representaria el model que volem obtenir. Tal i com s'ha pogut veure, el comportament a fatiga dels materials compòsits ve donat per una llei de potència del tipus $G = \zeta N^{-\rho}$ els paràmetres de la qual, difereixen pels diferents mòdes de càrrega B en que es realitzi l'assaig.

Per tal d'obtenir una equació general que ens permeti determinar el nombre de cicles a fatiga que aguanta el material, en funció de la ràtio de mode mixt B , i la taxa d'alliberament d'energia màxima de cicle normalitzada: G_{max}/G_c , es realitzarà una interpolació sobre els valors dels paràmetres de propagació ζ i ρ .

Amb això, s'espera obtenir unes expressions dels paràmetres com a funció del mode de càrrega B : $\zeta(B)$ i $\rho(B)$.

A la següent taula es resumeixen els valors dels diferents paràmetres de les corbes d'onset $G - N$ que hem obtingut en els ajusts de les dades experimentals (3.1) a (3.4)

B	0	0.33	0.66	1
ζ	0.8352	1.962	0.811	0.376
ρ	0.0641	0.148	0.112	0.0751

Taula 3.1: Valors dels paràmetres de les corbes d'onset en funció de la ràtio de mode mixt.

Per tal de realitzar aquesta interpolació, seria bo conèixer de quin tipus és la dependència dels paràmetres respecte el mode de càrrega.

Fem un gràfic del paràmetre ζ enfront de B :

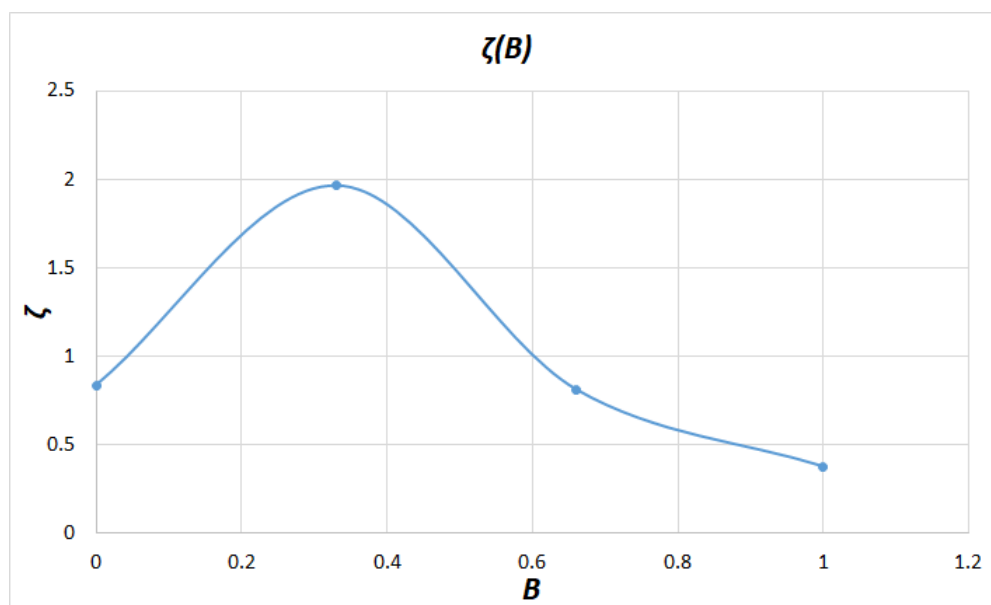


Figura 3.9: Paràmetre de propagació $\zeta(B)$.

I del paràmetre ϱ enfront de B :

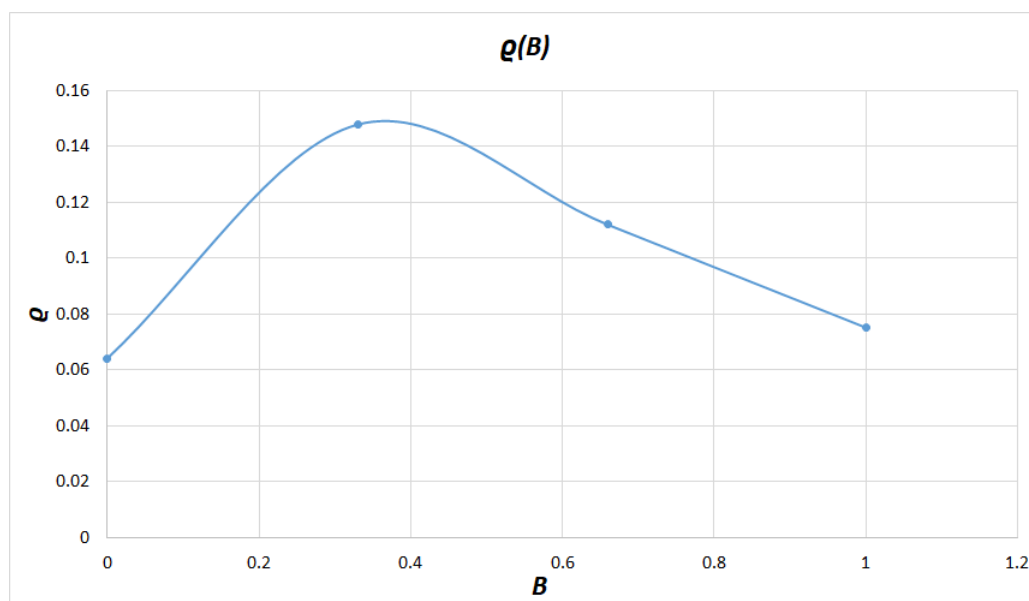


Figura 3.10: Paràmetre de propagació $\varrho(B)$.

Tal i com es pot veure als gràfics superiors, els dos paràmetres presenten una evolució enfront de B en forma de corba còncava.

Algunes de les opcions per realitzar la interpolació que tenim serien:

- Regressió quadràtica sobre els valors dels paràmetres de propagació.
- Interpol·lació polinòmica.

- Ajust de funcions d'altres tipus als punts que tenim com a dades.

Per provar quines són les funcions que millor s'ajusten a $\varrho(B)$ i $\zeta(B)$, ens ajudarem amb l'eina CF TOOL de Matlab, que permet definir tipus de funcions específiques a les que volem ajustar les nostres dades.

La forma de les gràfiques, sembla indicar per la seva forma que alguna funció parabòlica s'hi podria ajustar bé.

Després d'haver provat diverses tipologies de funcions i evaluant els estadístics que indiquen la bondat d'ajust, trobem que les funcions que millor s'ajusten a els paràmetres d'onset $\varrho(B)$ i $\zeta(B)$ són inverses d'una funció parabòlica del tipus:

$$\zeta(B) = \frac{1}{aB^2 + bB + c} \quad (3.5)$$

$$\varrho(B) = \frac{1}{dB^2 + eB + f} \quad (3.6)$$

Veiem l'ajust del coeficient $\zeta(B)$:

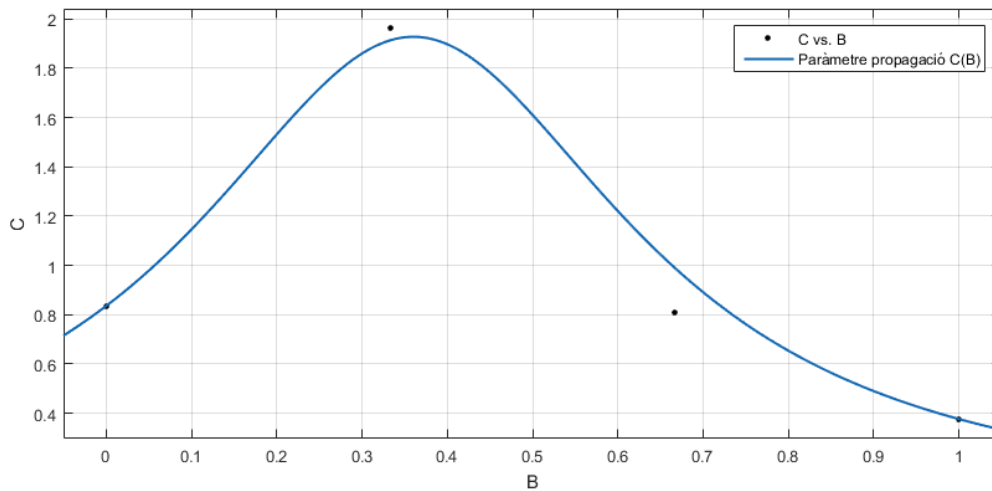


Figura 3.11: Ajust del coeficient de les corbes $G - N \zeta(B)$.

En el cas del nostre material: IM7/8552, la gràfica obtinguda és la superior, i segueix la funció: $\zeta(B) = \frac{1}{\frac{1}{0.8352} - \frac{1}{0.2654}B + (\frac{1}{0.376} - \frac{1}{0.8352} + \frac{1}{0.2654})B^2}$ i els estadístics i la bondat d'ajust resultants són satisfactoris:

- SSE: 0.03521
- R-square: 0.9744
- Adjusted R-square: 0.9744
- RMSE: 0.1083

Per tal que l'expressió sigui genèrica i es pugui aplicar per qualsevol tipus de material en que el paràmetre ζ tingui el mateix tipus de dependència del mode de càrrega, definim

l'expressió:

$$\zeta(B)^* = \frac{1}{\zeta(B)} = \zeta_I^* + \zeta_m^* B + (\zeta_{II}^* - \zeta_I^* - \zeta_m^*) B^2 \quad (3.7)$$

On ζ_I^* és la inversa del paràmetre d'onset ζ en pur mode I, ζ_{II}^* la inversa de ζ en pur mode II, i ζ_m^* és la inversa del paràmetre d'onset en mode mixt obtingut per ajust experimental.

Per l'ajust del paràmetre exponencial de les corbes d'onset $\varrho(B)$, tal com hem dit la dependència era del mateix tipus que el paràmetre $\zeta(B)$. Tot i que en el cas de l'exponent no obtenim un ajust tant bo, segueix essent satisfactori tal i com es pot veure a continuació:

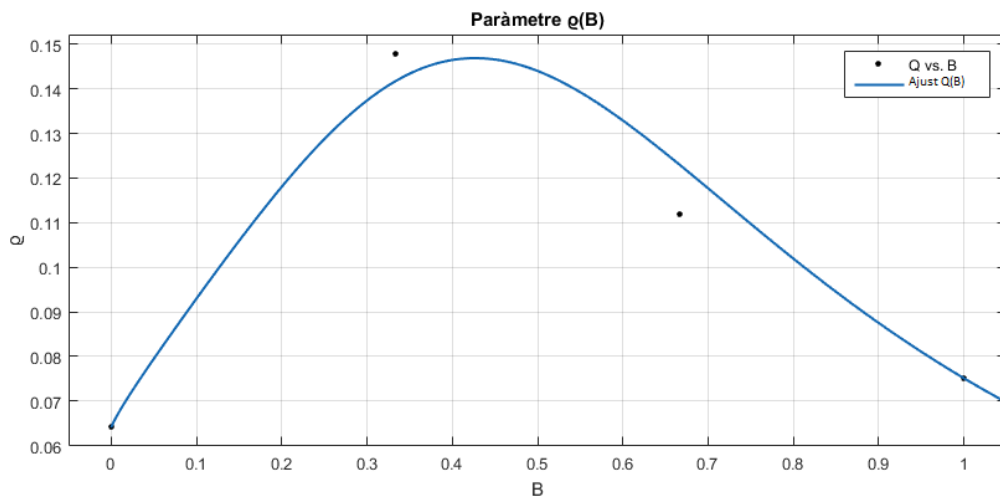


Figura 3.12: Ajust del paràmetre exponencial $\varrho(B)$.

L'equació pel cas particular del nostre material és: $\rho(B) = \frac{1}{\frac{1}{0.0641} - \frac{1}{0.03125} B + (\frac{1}{0.0751} - \frac{1}{0.0641} + \frac{1}{0.03125}) B^2}$. Els estadístics i la bondat d'ajust són bons, això ens indica que la relació quadràtica que hem imposat entre el paràmetre de propagació i el mode de càrrega és fidel a la realitat, o almenys a les dades experimentals que se n'han extret.

- SSE: 0.0001624
- R-square: 0.9627
- Adjusted R-square: 0.9627
- RMSE: 0.007358

L'expressió genèrica que descriurà l'evolució d l'exponent de les corbes d'onset $G - N$ en funció de la ràtio de mode mixt serà:

$$\varrho(B)^* = \frac{1}{\varrho(B)} = \varrho_I^* + \varrho_m^* B + (\varrho_{II}^* - \varrho_I^* - \varrho_m^*) B^2 \quad (3.8)$$

On ϱ_I^* és la inversa del paràmetre de propagació ϱ en pur mode I, ϱ_{II}^* la inversa de ϱ_{II} en pur mode II, i ϱ_m^* és la inversa del paràmetre ϱ_m en mode mixt obtingut per ajust

experimental.

Un cop amb expressions genèriques que ens determinen el valor dels paràmetres de propagació $\zeta(B)$ i $\varrho(B)$ en funció de la ràtio de mode mixt, i recuperant l'equació de les corbes $G - N$ (2.14), ens interessa aïllar el nombre de cicles, que és la variable que volem determinar:

$$N = \left(\frac{1}{\zeta(B)} \frac{G}{G_c(B)} \right)^{-\frac{1}{\varrho(B)}} \quad (3.9)$$

Per G_c , segons el criteri de Benzeggagh - Kenane:

$$G_c = G_{Ic} + (G_{SHc} - G_{Ic})B^\eta \quad (3.10)$$

Així doncs, l'equació general per determinar el nombre de cicles de vida a fatiga d'un material en funció del mode de càrrega B i l'energia disponible per cicle G seria:

$$N(B, G) = \left(\frac{\zeta_I^* + \zeta_m^* B^1 + (\zeta_{II}^* - \zeta_I^* - \zeta_m^*) B^2}{1} \frac{G}{G_{Ic} + (G_{SHc} - G_{Ic}) B^\eta} \right)^{-\frac{e_I^* + e_m^* B + (e_{II}^* - e_I^* - e_m^*) B^2}{1}} \quad (3.11)$$

Substituint-hi els valors obtinguts i graficant la funció, ens queda una superfície com la següent (noti's que l'escala no és logarítmica):

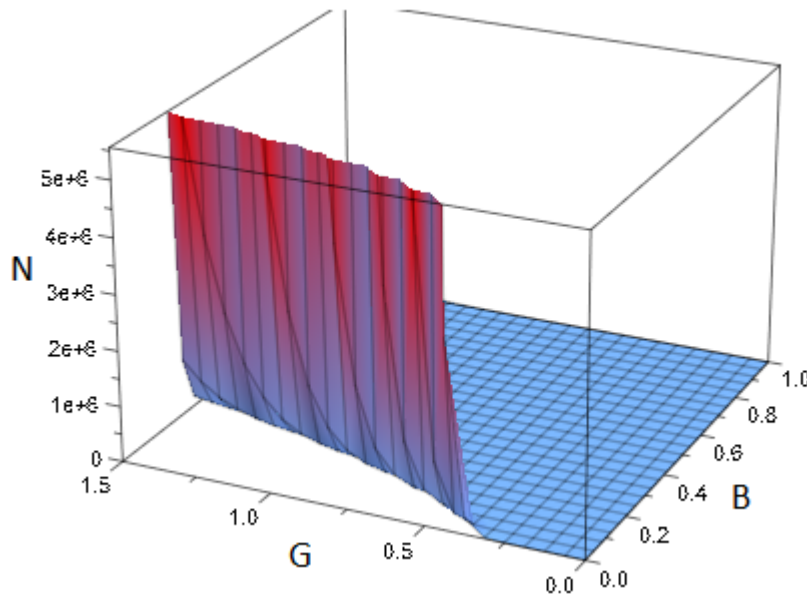


Figura 3.13: Gràfic tridimensional del model $N(G, B)$ definit.

3.3 Relació de les corbes d'onset amb la Llei de Paris

Com s'ha explicat prèviament en aquest capítol, dels assajos experimentals sobre proveïtes de compòsits a fatiga, se'n poden extreure les corbes d'Onset, que relacionen l'energia per cicle que s'aplica amb el nombre de cicles que pot aguantar el material abans no es produeix l'onset de la delaminació; i les altres corbes que es poden obtenir són les corbes

de Paris(en el marc de la mecànica de la fractura LEFM), que relacionen la ràtio de creixement de l'esquerda per cicle(velocitat de propagació) amb l'energia aplicada al material.

Aquestes dues es poden relacionar, a través de la definició que es fa per considerar que hi ha símptomes de fatiga al material en les corbes d'Onset, que prenen com a referència valors incrementals de la compliància del material de la proveta en un 1% o 5% per considerar que el material està degradat. Està provat que la compliància C manté una relació amb el tamany de l'esquerda present al material del tipus $C = ma^3 + n$ on C és la compliància i a la mida de l'esquerda al material. Per tant, a un increment de la compliància, li correspon un increment de la longitud de l'esquerda.

Recordem la Llei de Paris:

$$\frac{dA}{dN} = C \left(\frac{G_{max}}{G_c} \right)^m \quad (3.12)$$

Les relacions que existeixen entre els paràmetres de les corbes d'onset i els paràmetres de la LLei de Paris es poden establir a partir del següent desenvolupament:

Si la compliància d'un material en mode I S_I es pot expressar com a:

$$S_I = \frac{8a^3}{bE_{II}h^3} \quad (3.13)$$

A partir del següent procediment s'obté l'increment de la longitud de l'esquerda en funció de l'increment de la compliància x

$$S_I - S_{I0} = \frac{8a^3}{bE_{II}h^3} - \frac{8a_0^3}{bE_{II}h^3}$$

$$\frac{S_I - S_{I0}}{S_{I0}} = \frac{a^3 - a_0^3}{a_0^3}$$

On $\frac{S_I - S_{I0}}{S_{I0}}$ és l'increment de la x .

$$x = \frac{S_I - S_{I0}}{S_{I0}}$$

$$a_0^3 x = a^3 - a_0^3$$

$$\frac{a^3}{a_0^3} - 1 = x$$

$$x + 1 = \frac{a^3}{a_0^3}$$

$$(x + 1)^{\frac{1}{3}} = \sqrt[3]{\frac{a^3}{a_0^3}}$$

$$(x + 1)^{\frac{1}{3}} = \frac{a}{a_0}$$

$$a_0(x + 1)^{\frac{1}{3}} = a$$

$$a_0(x + 1)^{\frac{1}{3}} - a_0 = a - a_0$$

D'on finalment obtenim l'increment de la longitud de l'esquerda en funció de l'increment de la compliància.

$$a_0((x+1)^{\frac{1}{3}} - 1) = \Delta a \quad (3.14)$$

Tornant a la forma de la LLei de Paris, i substituint el creixement de l'esquerda Δa obtingut a l'equació i el nombre de cicles ΔN de l'equació de les corbes d'Onset, ens queda:

$$\frac{dA}{dN} = \frac{a_0((x+1)^{\frac{1}{3}} - 1)}{(\frac{1}{\zeta} \frac{G}{G_c})^{-\frac{1}{\rho}}} = a_0((x+1)^{\frac{1}{3}} - 1) (\frac{1}{\zeta})^{\frac{1}{\rho}} (\frac{G}{G_c})^{\frac{1}{\rho}}$$

Equiparant termes amb la llei de Paris, trobem els paràmetres equivalents en la fórmula d'Onset amb els paràmetres de propagació de de la Llei de Paris.

$$C = a_0((x+1)^{\frac{1}{3}} - 1) (\frac{1}{\zeta})^{\frac{1}{\rho}} \quad (3.15)$$

$$m = \frac{1}{\rho} \quad (3.16)$$

Si els paràmetres de la llei de Paris depenien del mode de càrrega B segons(Blanco et al., 2004) de la següent forma:

$$\log C(B) = \log(C_I) + \log(C_m)B + \log(\frac{C_{II}}{C_I C_m})B^2 \quad (3.17)$$

$$m(B) = m_I + m_m B + (m_{II} - m_I - m_m)B^2 \quad (3.18)$$

Veiem com l'equivalència entre els paràmetres de les corbes d'onset ρ i el paràmetre m de la LLei de Paris són directes. A partir del valor de $\rho(B)$ depenent del mode de càrrega (2.6), la relació (2.15) i l'expressió del paràmetre de propagació $m(B)$, podem calcular els paràmetres exponencials de les corbes d'onset a partir dels de la LLei de Paris per un mateix material:

$$\rho_I = \frac{1}{m_I} \quad (3.19)$$

$$\rho_{II} = \frac{1}{m_{II}} \quad (3.20)$$

$$\rho_m = \frac{1}{m_m} \quad (3.21)$$

Per determinar el coeficient ζ a partir dels paràmetres de la Llei de Paris, la relació és més complexa i no és directe. Tal i com es veu a l'expressió(2.15), la relació entre C i ζ depèn de la longitud inicial de l'esquerda a_0 de l'assaig mitjançant el qual s'ha caracteritzat el comportament del material a fatiga. En mode I:

$$C_I = a_0((1+x)^{1/3} - 1) (\frac{1}{\zeta})^{\frac{1}{\rho}} \quad (3.22)$$

En mode II l'expressió canvia ja que la compliància per l'obertura en mode II té una expressió diferent a la de (3.13). No obstant, mitjançant un procediment equivalent al que s'ha seguit per mode I, es troba que:

$$C_{II} = (x(\frac{2L^3}{3}) + a_0^3(1+x))^{1/3} - a_0) (\frac{1}{\zeta})^{\frac{1}{\rho}} \quad (3.23)$$

I finalment, per mode mixt:

$$C_m = a_0((1+x)^{1/3} - 1)\left(\frac{1}{\zeta}\right)^{\frac{1}{2}} \quad (3.24)$$

Capítol 4

Prova del model sobre una configuració Skin-Stiffener

Un cop amb el model de fatiga definit, el següent pas serà procedir a la seva implementació en el mètode dels elements finits, que ens servirà en conjunt com a una eina de simulació numèrica per predir el comportament del material compost a fatiga. No obstant, com a pas previ a això, realitzarem la comprovació del model definit al capítol 3.

4.1 Assaig Skin-Stiffener

Abans d'implementar el model com a una subrutina d'usuari d'Abaqus, realitzem una comprovació sobre un cas d'estudi particular corresponent a una configuració de pell-rigiditzador (skin-stiffener) que ha estat prèviament simulada mitjançant un model numèric basat en la Llei de Paris, i que també ha estat testejada experimentalment (Krueger et al., 2002).

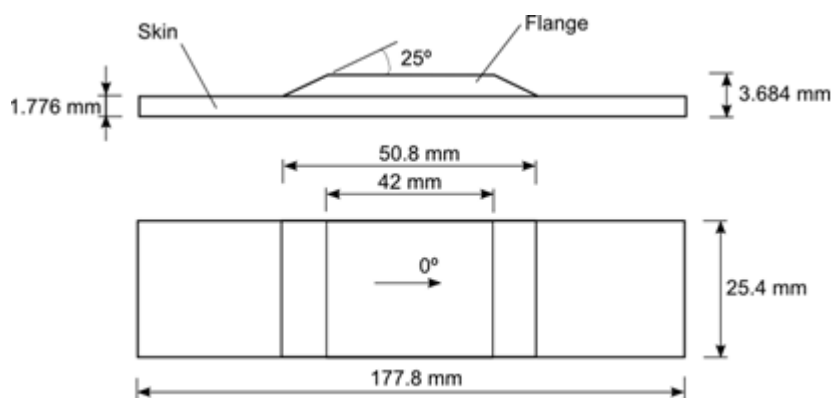


Figura 4.1: Geometria del conjunt pell-rigiditzador.

Aquest tipus d'estructura és molt comuna en les diverses aplicacions dels materials composts. El material del conjunt és el CFRP IM7/8552, el mateix que hem utilitzat en el desenvolupament del model. Les seves propietats queden resumides en la següent taula:

<i>IM7/8552 unidirectional graphite/epoxy prepreg (skin), Krueger et al. (2001)</i>					
$E_{11} = 161.0 \text{ GPa}$	$E_{22} = E_{33} = 11.38 \text{ GPa}$	$G_{12} = G_{13} = 5.17 \text{ GPa}$	$G_{23} = 3.92 \text{ GPa}$		
$\nu_{12} = \nu_{13} = 0.32$	$\nu_{23} = 0.45$				
<i>IM7/8552 graphite/epoxy plain weave fabric (flange), Krueger et al. (2001)</i>					
$E_{11} = E_{22} = 71.7 \text{ GPa}$	$E_{33} = 10.3 \text{ GPa}$	$G_{12} = 4.48 \text{ GPa}$	$G_{13} = G_{23} = 4.14 \text{ GPa}$		
$\nu_{13} = \nu_{23} = 0.32$	$\nu_{12} = 0.04$				
<i>IM7/8552 static interface properties, Hansen et al. (1999)</i>					
$G_{Ic} = 0.208 \text{ kJ/m}^2$	$G_{IIc} = 1.334 \text{ kJ/m}^2$	$\eta = 4.57$	$\tau_i = 61 \text{ MPa}$		
<i>IM7/8552 fatigue interface properties, Allegri et al. (2013)</i>					
$p_I = 16.78$	$p_{II} = 4.69$	$p_m = -18.67$	$A_I = 6.8E-3$	$A_{II} = 1,057$	$A_m = 0,782$

Figura 4.2: Propietats del material IM7/8552.

Com es pot veure, l'aplicació del mètode per a simular la fatiga del material, requereix una part d'anàlisi prèvia que determini quina és la superfície més susceptible de patir una delaminació deguda a aquest fenomen. Un cop es determina quina és la superfície més crítica de l'estructura, s'hi defineix una interfície cohesiva:

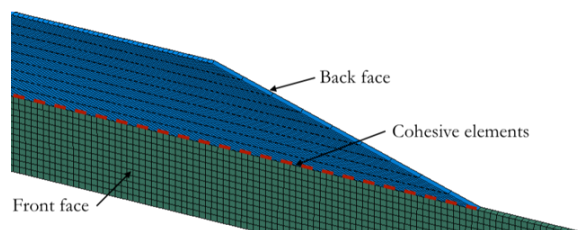


Figura 4.3: Interfície cohesiva.

En aquest cas, entre la pell i el rigiditzador, ja que aquesta és el la superfície en què la delaminació és el mode de fallada més crític de l'estructura. Notem com el problema es pot simplificar a un cas de deformació plana, i es pot aplicar, també, simetria respecte l'eix vertical de la secció del conjunt.

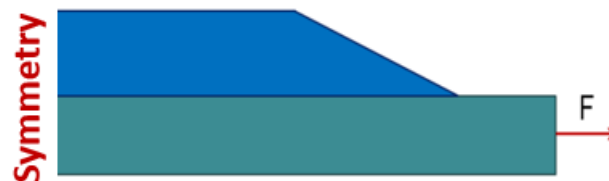


Figura 4.4: Simetria i deformació plana.

Simulacions prèvies en què s'ha aplicat deformació plana han demostrat una precisió equivalent al modelat en 3D.

4.2 Dades experimentals i simulació prèvia

La configuració skin-stiffener descrita a l'apartat anterior, va ser testejada experimentalment a fatiga (Krueger et al., 2002).

Després, es van realitzar diverses simulacions mitjançant un model de fatiga basat en mètodes de la mecànica de la fractura, on els valors de la taxa d'alliberament d'energia disponible per a la fractura van ser calculats a partir de la integral J, una tècnica alternativa per al càlcul de la taxa d'alliberament d'energia. Sota la condició de que el material tingui un comportament lineal i elàstic, el valor de la integral J és igual al valor de la taxa d'alliberament d'energia: $J = G$.

El càlcul de la integral J es pot implementar dins d'un codi d'elements finits, permetent així el càlcul de la taxa d'alliberament d'energia al llarg d'una interfície cohesiva en la que es produeix la delaminació.

Els resultats de les simulacions a fatiga mitjançant aquest model, juntament amb les dades de l'assaig real sobre l'skin stiffener es poden veure resumits al gràfic $F - N$ següent (equivalent al gràfic $G - N$).

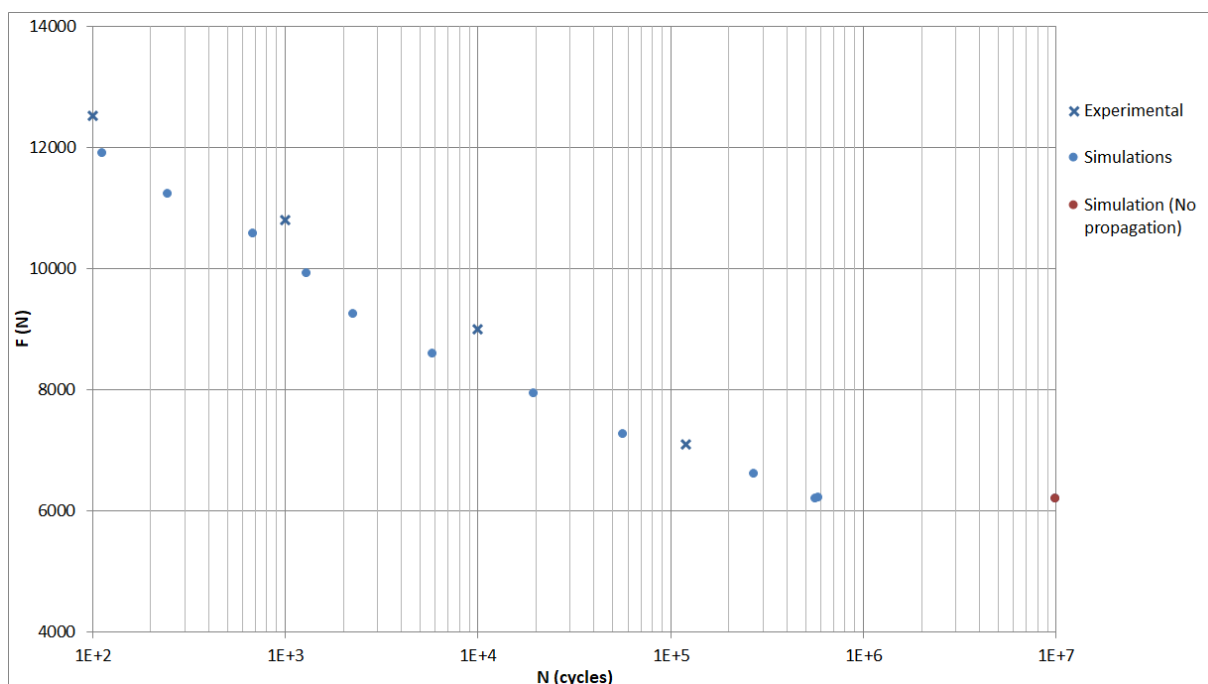


Figura 4.5: Dades experimentals i simulació prèvia.

Tenim dos conjunts de punts diferents:

Les creus blaves representen les dades obtingudes en l'assaig real sobre el conjunt pell-rigiditzador, assajat per diferents forces fins a un increment de la compliança d'un punt percentual.

El conjunt de punts blaus circulars es corresponen als resultats obtinguts d'una simulació amb el model de fatiga esmentat.

En el següent capítol, apliquem el model de vida a fatiga basat en les corbes $G - N$

obtingut en aquest treball. El que es fa, és avaluar la fórmula del nostre model (3.11) amb els valors de G obtinguts en la simulació prèvia mitjançant la integral J , i també el valor de la ràtio de mode mixt B , obtinguda en l'anàlisi per elements finits com a $B = \frac{J_I}{J_I + J_{II}}$.

4.3 Simulació amb el model G-N

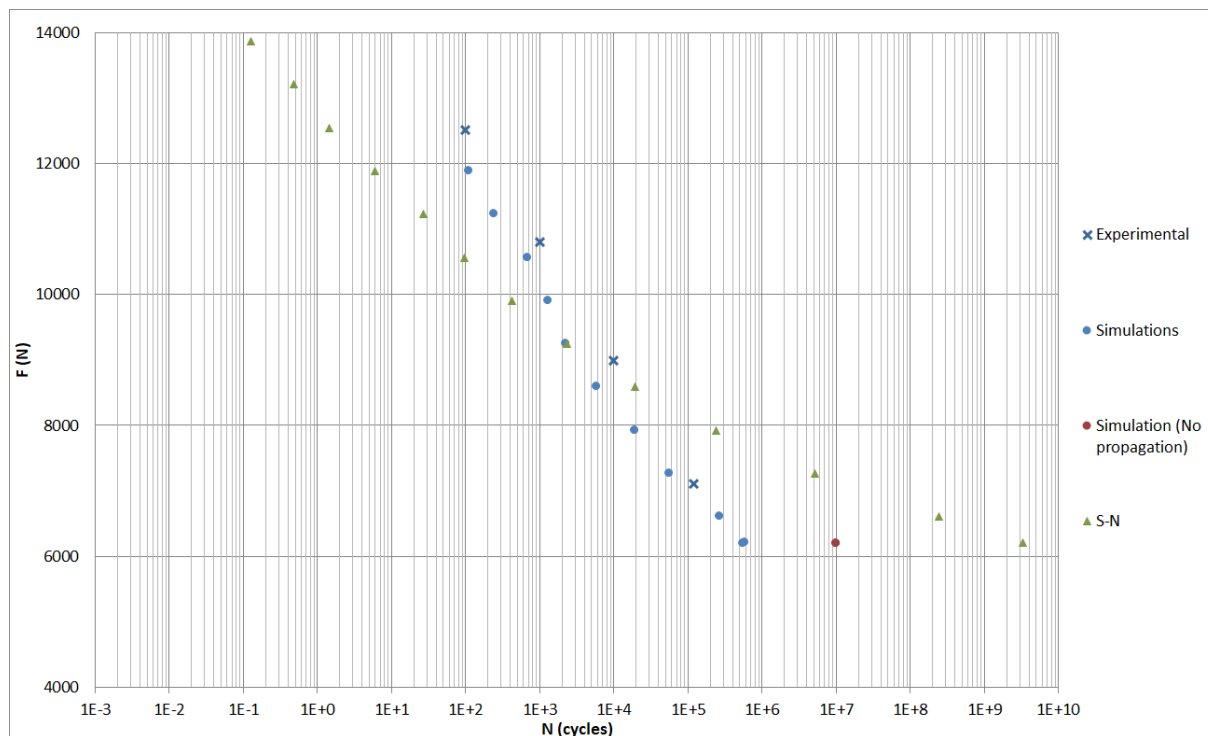


Figura 4.6: Gràfic F-log(N) comparatiu.

A aquest gràfic s'han afegit els punts verds en forma de triangle que es corresponen al resultat de l'aplicació del model de fatiga basat en les corbes d'Onset G-N alimentat amb les dades de Hansen i Martin.

Notem com la tendència d'aquest model no s'assimila ni a les dades experimentals ni als resultats de la simulació feta en elements finits amb un model diferent de fatiga. Hem d'atribuir aquesta divergència entre els valors obtinguts mitjançant el nostre model a l'aparentment poca fiabilitat de les dades experimentals dels assajos de Hansen i Martin(1999).

Els tests que es van realitzar van ser pocs, i els resultats no eren significatius; especialment en mode II és on aquestes dades mostren un comportament més estrany. Això també és un factor important que pot explicar el mal ajust del nostre model a les dades experimentals i a la simulació feta amb l'altre model a fatiga, ja que si analitzem el problema veiem clarament com degut a la geometria de l'skin-stiffener i la direcció d'aplicació de la càrrega, és un cas en què la delaminació es dona pràcticament en mode II pur. Ho veiem amb els valors de la taxa d'alliberament d'energia disponible per a la fractura calculats a partir de la integral J .

Això ens podria fer replantejar si realment el model que s'ha definit per a la interpolació

dels paràmetres de les corbes d'Onset $\varrho(B)$ i $\zeta(B)$ és realment el més adequat i fidel a la realitat, ja que s'ha establert sota aquestes mateixes dades. No obstant, si bé els valors són sospitosos de no presentar una bona fiabilitat, la tendència que seguien els dos paràmetres ϱ i ζ segons el mode de càrrega B era força clara i per tant, mantenim com a bo el model d'interpol.lació paramètrica que hem establert.

Davant d'aquesta problemàtica, és quan resulta interessant recuperar el desenvolupament fet anteriorment a la secció 3.3, a partir del qual podem obtenir els paràmetres de les corbes d'Onset ϱ i ζ si coneixem els paràmetres de propagació de la Llei de Paris C i m , dels quals sí que disposem de dades més fiables. Els paràmetres C i m són obtinguts a partir de les dades experimentals de:(Allegrì et al., 2013) vegi's la última columna de la figura 4.2.

A partir de les expressions (3.19),(3.20) i (3.21), s'obtenen els valors de l'exponent del model: $\varrho_I, \varrho_{II}, \varrho_m$.

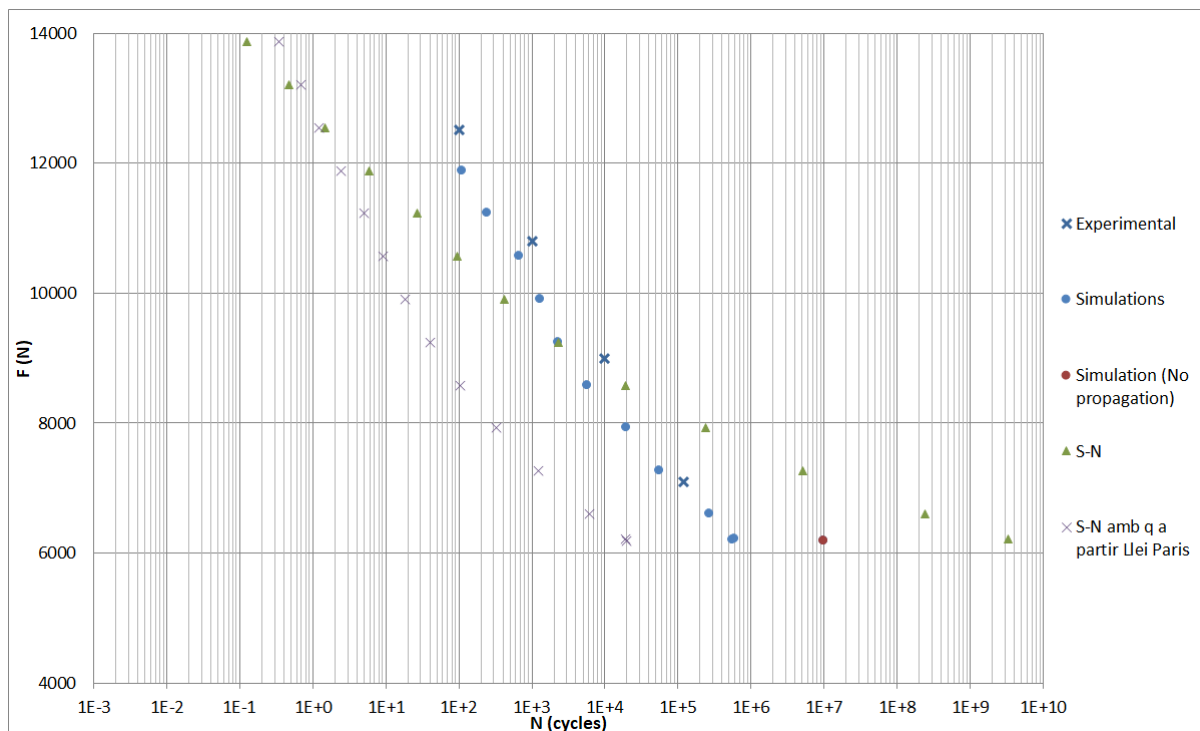


Figura 4.7: Gràfic F-log(N) comparatiu.

Veiem com amb els nous valors de l'exponent ϱ (creus en blau clar), la tendència de la corba és la mateixa que la de les dades experimentals o la simulació prèvia. La corba, però, queda desplaçada a la dreta. Això s'hauria de solucionar substituint el coeficient ζ pel que obtenim amb el càlcul a partir dels paràmetres de la LLei de Paris.

Pels valors de ζ , a partir de (3.22),(3.23) i (3.24), els calculem com:

$$\zeta_I = \left(\frac{C_I}{a_0((1+x)^{1/3} - 1)} \right)^{-\varrho_I} \quad (4.1)$$

$$\zeta_{II} = \left(\frac{C_{II}}{x(\frac{2L^3}{3}) + a_0^3(1+x)^{1/3} - a_0} \right)^{-\varrho_{II}} \quad (4.2)$$

$$\zeta_m = \left(\frac{C_m}{a_0((1+x)^{1/3} - 1)} \right)^{-\varrho_m} \quad (4.3)$$

Ha calgut estimar els valors de la longitud de l'esquerda inicial dels assajos MMB a_0 i la longitud de la proveta L ja que no estaven publicats. S'ha agafat $a_0 = 20mm$ i $2L = 150mm$. Els resultats amb els paràmetres $\varrho(B)$ i $\zeta(B)$ obtinguts a partir dels paràmetres de la Llei de Paris segons les dades experimentals d'Allegri queden de la següent forma:

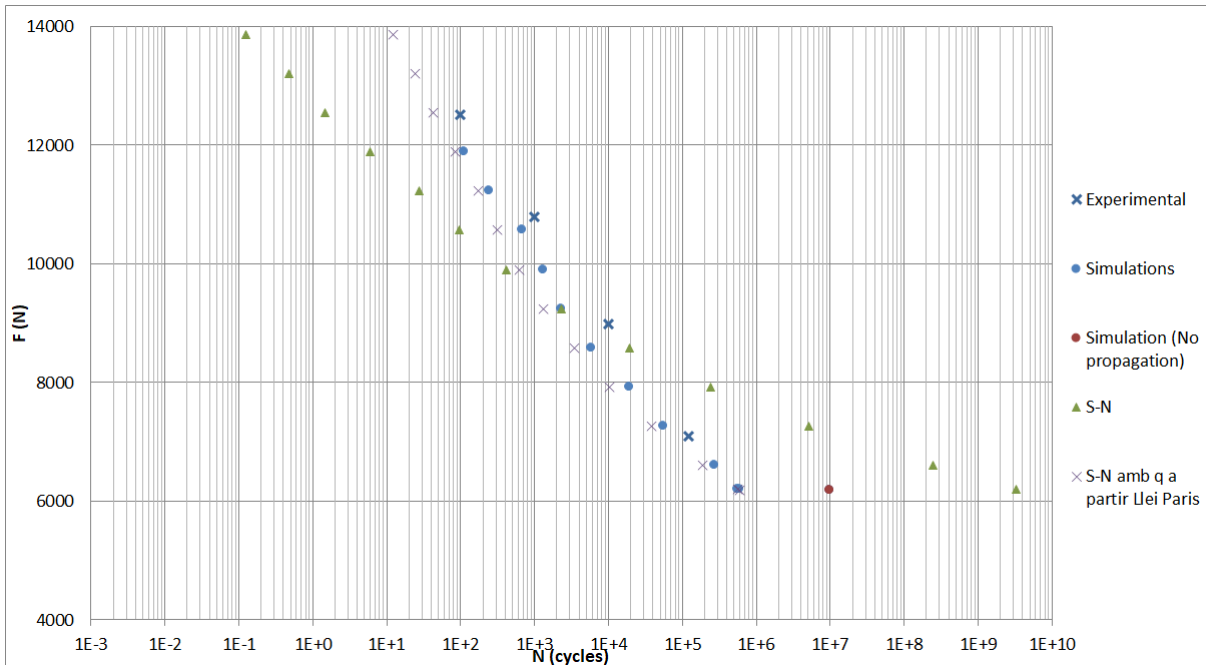


Figura 4.8: Gràfic F-log(N) comparatiu.

Els valors dels paràmetres de les corbes d'onset ϱ i ζ obtinguts a partir dels paràmetres C i m d'Allegri es poden veure resumits en la següent taula:

Paràmetre corba $G - N$	Valor
ϱ_I^*	16.78
ϱ_{II}^*	4.69
ϱ_m^*	-18.67
ζ_I^*	0.67075
ζ_{II}^*	3.4435
ζ_m^*	1.09479

Taula 4.1: Valors dels paràmetres del model $N(B, G)$.

4.4 Anàlisi i discussió dels resultats

Veiem com mitjançant l'obtenció dels paràmetres del model a fatiga a partir dels paràmetres de propagació de la Llei de Paris, provinents de les dades experimentals de (Allegri et al., 2013), hem obtingut un ajust pràcticament igual al de les simulacions mitjançant un altre model de fatiga i a les dades experimentals de l'assaig sobre l'Skin Stiffener. Si bé l'ajust depèn dels valors de a_0 i L , desconeguts, però que solen oscil·lar entre 20 mm i 35 mm per a_0 i entre 50 mm i 75 mm per L , en qualsevol combinació dels valors que agafem sempre obtenim una corba F-N a l'esquerra de les altres, per tant això no suposa un problema crític, en tant que aquest model dona una aproximació més conservativa al fenomen de la fatiga.

Pel que fa a la ràtio de càrrega R , aquesta queda fixada en $R = 0,1$ ja que les dades experimentals a partir de les que s'ha desenvolupat el model es van prendre per aquest valor. Utilitzar el model per valors diferents d'aquesta ràtio de càrrega podria donar resultats que no fossin correctes, no obstant tampoc és un problema crític ja que $R = 0.1$ és una ràtio de càrrega molt elevada, i per tant, les prediccions serien conservatives.

Gràcies a la comparació entre aquests dos conjunts de dades experimentals i numèriques, amb el nostre nou model basat en les corbes $G - N$ del material, s'ha pogut avaluar la bondat d'aquest últim com a pas previ a la seva implementació dins un codi d'elements finits

Capítol 5

Implementació del model en elements finits

5.1 ABAQUS, subrutina d'usuari UMAT

Un cop amb el model definit i havent fet una prova sobre la configuració pell-rigiditzador, hem comprovat que el model que s'ha definit a fatiga funciona correctament i podem procedir a la seva implementació dins d'un codi d'elements finits per tal de realitzar simulacions sobre estructures més generals a les que s'aplica el MEF. La introducció del model dins el software comercial Abaqus es farà a través d'una subrutina d'usuari. Són moltes les possibilitats que ofereix Abaqus per tal de fer més flexible i personalitzable el seu ús de forma que l'usuari pugui estendre l'ús del software més enllà de les aplicacions que porta implementades de sèrie el programa. Existeixen múltiples subrutines integrades a l'Abaqus: UMAT, VUMAT, UEL, etc. UMAT= User Material, VUMAT= UMAT per anàlisi explícit, UEL = User Element, etc.

En el nostre cas, el model de fatiga s'implementarà dins d'una subrutina d'ABAQUS/Standard UMAT prèviament desenvolupada per AMADE per tal de simular un cas estàtic de delaminació(udg-coh-umt-12-wtot.for), i s'utilitzaran elements cohesius per defecte que ja venen implementats a l'Abaqus. Aquests són els elements cohesius COH2D4, de 4 nodes per còmput de casos bidimensionals, i COH3D8 de 8 nodes per casos tridimensionals. Les subrutines d'ABAQUS es programen amb el llenguatge FORTRAN.

La subrutina que s'utilitzarà, permet predir la delaminació d'un FRP laminat, tot calculant els paràmetres d'un element cohesiu, com són el dany, la proporció d'energia lliberada respecte el total, i el mode de càrrega B . Per a la nostra subrutina, s'ha afegit el càlcul de dos variables més: W_{tot} i el nombre de cicles de fatiga N

5.2 Implementació del model a través d'una subrutina

Les variables d'estat de la subrutina(State Dependant Variables STDV) que es calculen a la subrutina són:

Variable d'estat	Variable	Nom de la variable al codi
$SDV1$	D_k	DAMG
$SDV2$	D_e	RED
$SDV3$	B	B
$SDV4$	W_{tot}	Wtot
$SDV5$	N	zN

Taula 5.1: Variables d'estat.

Aquestes són les variables que s'incrementen a cada iteració i que evolucionen durant l'anàlisi. S'avaluen als punts d'integració de l'element.

La subrutina ha de disposar de les propietats que es necessiten per realitzar el càlcul de les variables d'estat i per poder definir una llei de zona cohesiva per mode mixt tal com la de la figura(2.10) segons el material. Aquestes propietats que s'han d'especificar a l'input file de forma externa són les següents:

Propietat	Nom a la subrutina
G_{IC}	GIC
G_{IIC}	GIIC
τ_1	T1
K	PEN
η	ETA
D_{tan}	DTANNUM
τ_{II}	T2
Propietats fatiga	
ζ_I	ZETA1
ζ_{II}	ZETA2
ζ_m	ZETAM
ρ_I	RHO1
ρ_{II}	RHO2
ρ_m	RHOM

Taula 5.2: Propietats del material que ha de carregar la subrutina pel càlcul de les SDV.

Funcionament de la subrutina

El funcionament es basa en una combinació de la mecànica de la fractura, l'ús del mètode dels elements finits i un model de vida a fatiga. Mitjançant l'anàlisi amb elements finits, es calculen paràmetres de la mecànica de la fractura, com la ràtio de mode mixt B , o com l'energia disponible per a la fractura G de l'estructura, que en aquest cas es determina a partir del model de zona cohesiva: Es substitueix G per W_{tot} sota l'assumpció que l'energia disponible per a la fractura al llarg de la interfície de la delaminació equival a l'energia local total d'un element cohesiu:

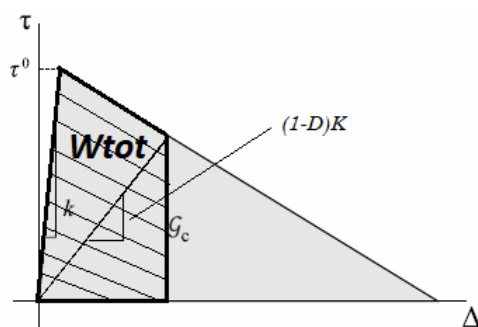


Figura 5.1: Valor de W_{tot} en un element cohesiu.

El mode de càrrega B es pot determinar durant l'anàlisi per elements finits a partir dels desplaçaments que es produeixen a la interfície cohesiva i la seva direcció. A partir d'aquests valors (W_{tot} i B) es realitza el càlcul del nombre de cicles N , definits a partir del model basat en les corbes $G - N$. El càlcul de totes aquestes variables d'estat SDV es pot veure als annexos on s'ha adjuntat el codi de la subrutina.

L'esquema de càrrega que segueix el nostre model és el d'una càrrega envolvent que pren el valor de G_{max} . Com hem dit, el valor de R queda fixat en la fase a la que obtenim els paràmetres del nostre model a partir d'unes dades experimentals que s'han pres per una determinada ràtio de càrrega R .

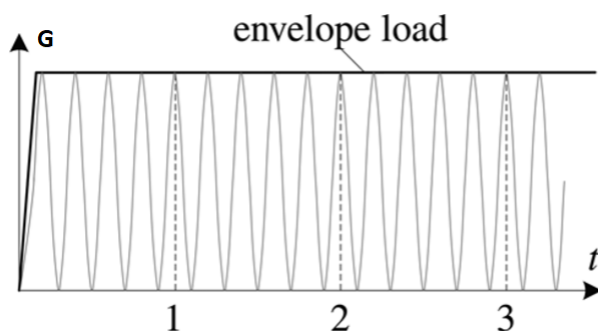


Figura 5.2: Càrrega de tipus envolvent, (Bak et al., 2014).

Per tant, els resultats que obtinguem d'un anàlisi a fatiga amb aquest model, representaran el nombre de cicles que resisteix el material abans no es produeix l'onset de la delaminació sota una càrrega cíclica de valor màxim G_{max} , que en el nostre cas hem dit que es substitueix per W_{tot} . Amb tot això, queda definida l'eina que ens permetrà simular l'onset de la delaminació.

Un cop ha quedat ben definida l'implementació del model dins la subrutina, s'han afegit algunes modificacions perquè aquesta funcioni bé: S'han afegit condicionals que limitin a $zN = 10^7$ el nombre màxim de cicles, ja que a partir d'aquest valor es pot considerar que el material té vida infinita (depenent de l'aplicació

podria arribar a ser de 10^9 , p.ex. turbines on les velocitats cícliques són molt altes).

Aquesta limitació no serveix únicament per acotar el rang de valors en els que té sentit que es mogui la variable, sinó que a més a més ens estalvia problemes computacionals que es poden derivar del càlcul de les variables quan aquestes prenen valors molt grans, o bé molt petits

Afegim també, un límit inferior en el nombre de cicles, fixant que en els casos en què $N \leq 1$ imposem $N = 1$.

Finalment, també cal acotar el valor de W_{tot} amb un límit superior que no ha de superar el valor de l'energia crítica del material per el mode de càrrega en què està treballant: $W_{tot} \leq G_c$.

Degut a que els paràmetres de la fórmula de fatiga s'han obtingut a partir de dades experimentals, es pot donar el cas que tot i tenir valors de $W_{tot} = G_c$ el nombre de cicles zN no sigui exactament 1, sinó que tingui un valor proper. Per solucionar això, imposem novament que un cop el valor de W_{tot} igual o supera G_c , el valor del nombre de cicles N que aguanta el material és 1.

5.3 Tests i simulació en element senzill

Per tal de comprovar que la implementació del model de fatiga dins la subrutina d'ABAQUS funciona correctament abans d'utilitzar-lo en simulacions d'estructures més complexes, realitzem una comprovació amb una simulació sobre un element senzill.

Es realitzaran tres simulacions en elements senzills: un cas 2D consistent en dos elements continus de deformació plana CPE4I, units per elements cohesius predefinits d'Abaqus, i que es realitzarà per mode I, mode II i mode mixt.

5.3.1 Simulació amb element senzill 2D

Els elements cohesius que s'utilitzen per a les simulacions 2D, són els predefinits d'Abaqus COH2D4, de 4 nodes i que tenen 2 punts d'integració. La subrutina UMAT, és la que s'encarrega d'assignar a aquests elements cohesius les propietats pròpies del nostre model de zona cohesiva, així com el comportament a fatiga del material.

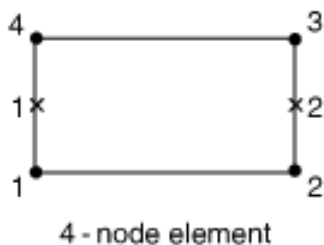


Figura 5.3: Element cohesiu COH2D4 de 4 nodes i 2 IP.

Prova mode I

Als annexos s'adjunta l'input file.

S'ha realitzat una simulació en elements senzills amb les següents condicions:

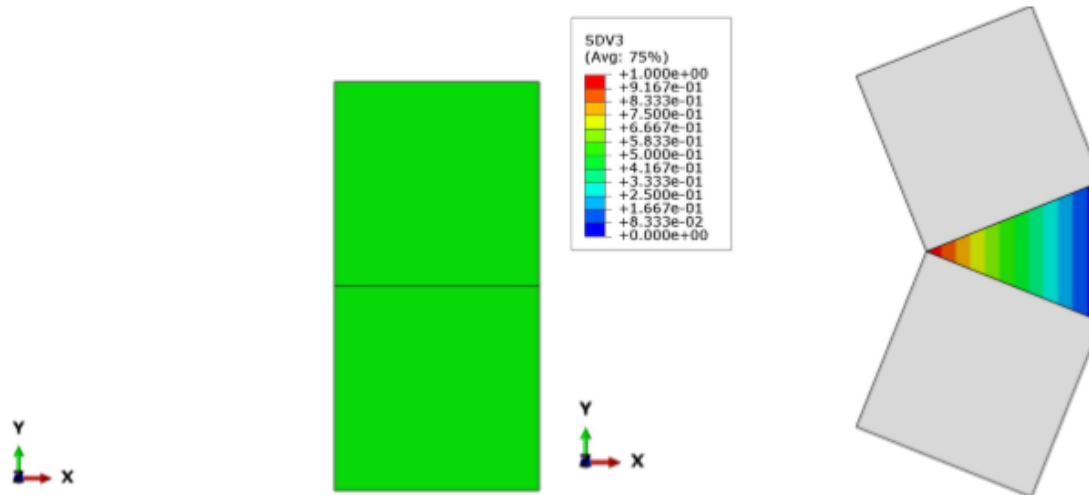
Condicions de contorn aplicades:

Desplaçaments u_x i $u_y = 0$ en la unió dels nodes 20001 i 30001.

Desplaçament $u_y = 0.3\text{mm}$ al node 40002

Desplaçament $u_y = -0.3\text{mm}$ al node 10002

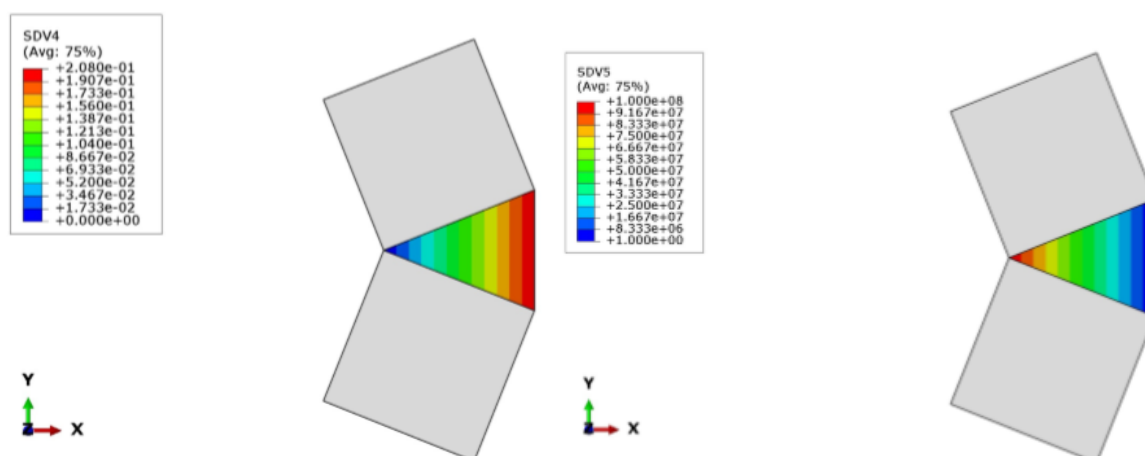
Els elements definits són elements 2D de deformació plana, amb unes dimensions en el pla de llargada=alçada=1mm, i de profunditat 1mm.



(a) Elements CPE4I units pel cohesiu (b) Cohesiu obert, mostra del mode de càrrega $SDV3 = B$.

Figura 5.4: Simulació en element senzill, abans de deformar i després.

A continuació, comprovem la visualització de les variable d'estat $SDV4 = W_{tot}$ i $SDV5 = zN$.



(a) Visualització del valor de W_{tot} en l'element cohesiu. (b) Visualització del valor de N en l'element cohesiu.

Figura 5.5: Visualització de les variables $SDV4 = W_{tot}$ i $SDV5 = zN$.

Veiem com la subrutina funciona correctament i realitza el càlcul de les variables W_{tot} i el nombre de cicles N , donant com a resultat valors coherents.

Notem com al punt d'integració IP=2 el valor de $W_{tot}=0.208$ és igual al valor de G_c en mode 1. Els resultats de la simulació en l'element senzill que hem de tenir en compte, són els evaluats al punt d'integració IP=2, ja que el primer punt d'integració queda fixat per les condicions de contorn, i les variables del model de zona cohesiva que s'hi avaluen corresponen a un element completament tancat en el que no existeix tracció.

Les simulacions es realitzen dividint l'step en 50 increments. Extraïem les variables d'estat SDV per cada un d'aquests increments de la base de dades de resultats de la simulació i les tractem amb Excel. Amb això, podem graficar l'energia disponible per a la fractura en l'element $SDV4 = W_{tot}$ envers el nombre de cicles obtinguts a cada increment, per trobar la corba G-N de l'element:

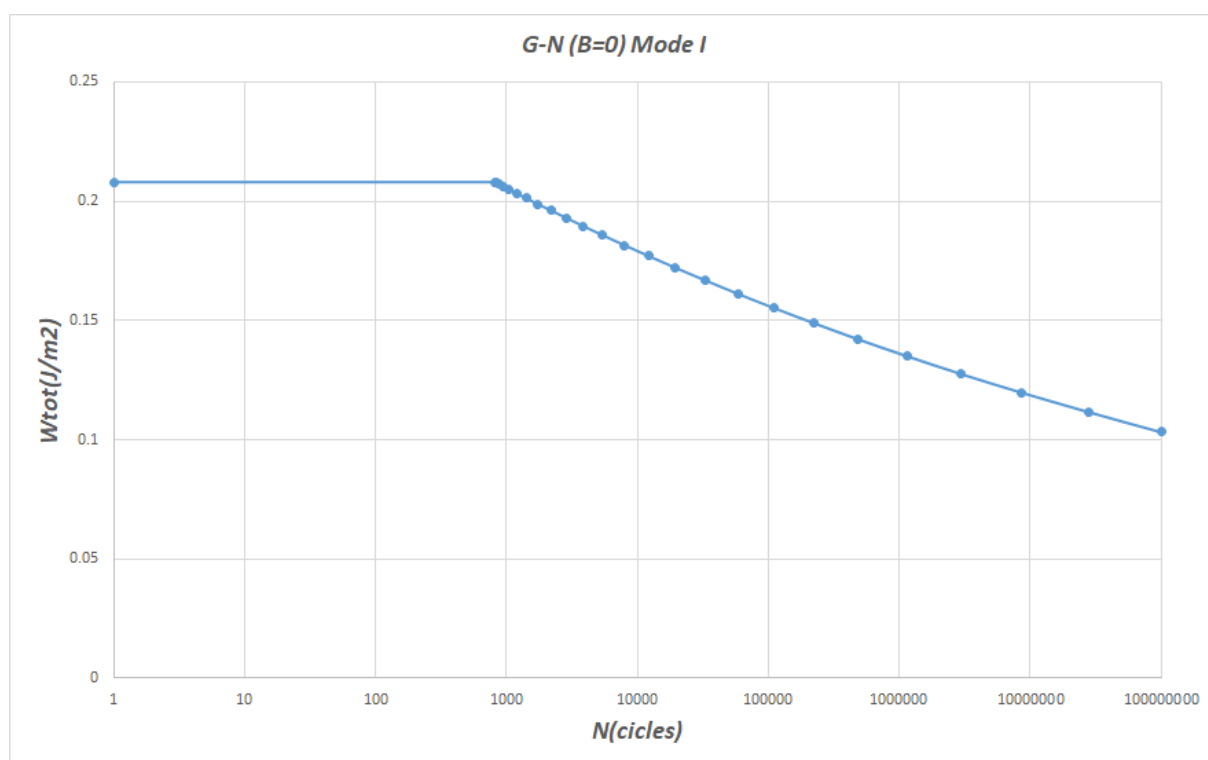


Figura 5.6: Corba d'onset de l'element en mode I.

Prova mode II dominant

Comprovem mitjançant una altra simulació en element senzill que l'element funcioni per un cas de mode II dominant:

Condicions de contorn aplicades:

Desplaçaments u_x i $u_y = 0$ en la unió dels nodes 20001 i 30001.

Desplaçament $u_x = 0.03\text{mm}$ al node 30002

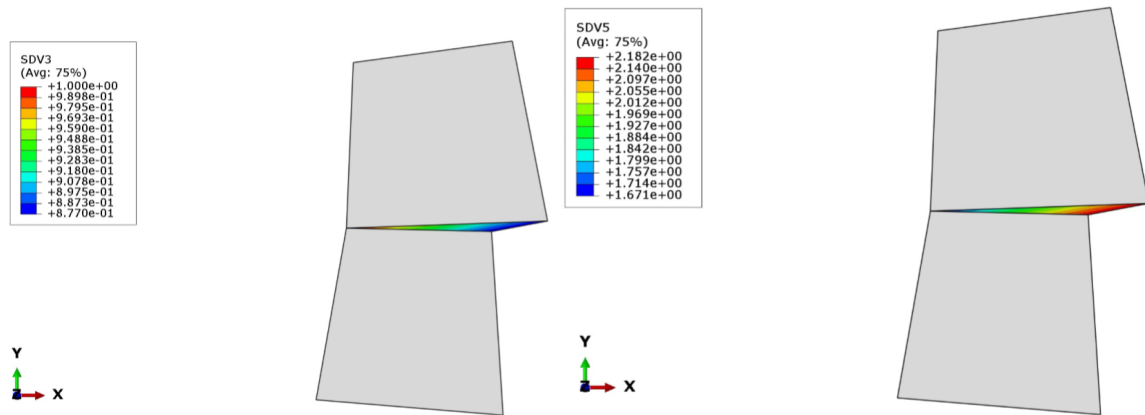
Desplaçament $u_x = -0.03\text{mm}$ al node 20002

Desplaçament $u_y = 0.001\text{mm}$ al node 40002

Desplaçament $u_y = -0.001\text{mm}$ al node 10002

Els elements definits són elements 2D de deformació plana CPE4I, amb les mateixes

dimensions que les de l'assaig realitzat per mode I.



(a) Visualització del valor de B en l'element cohesiu i mode II dominant. (b) Visualització del valor de N en l'element cohesiu, mode II dominant.

Figura 5.7: Visualització de les variables $SDV4=W_{tot}$ i $SDV5=zN$.

El mode de càrrega amb el que s'ha obert l'element cohesiu és de $B = 0.98$. No obstant, per tal de visualitzar l'element deformat en les imatges superiors, s'ha augmentat el factor d'escala de la deformació en la direcció y .

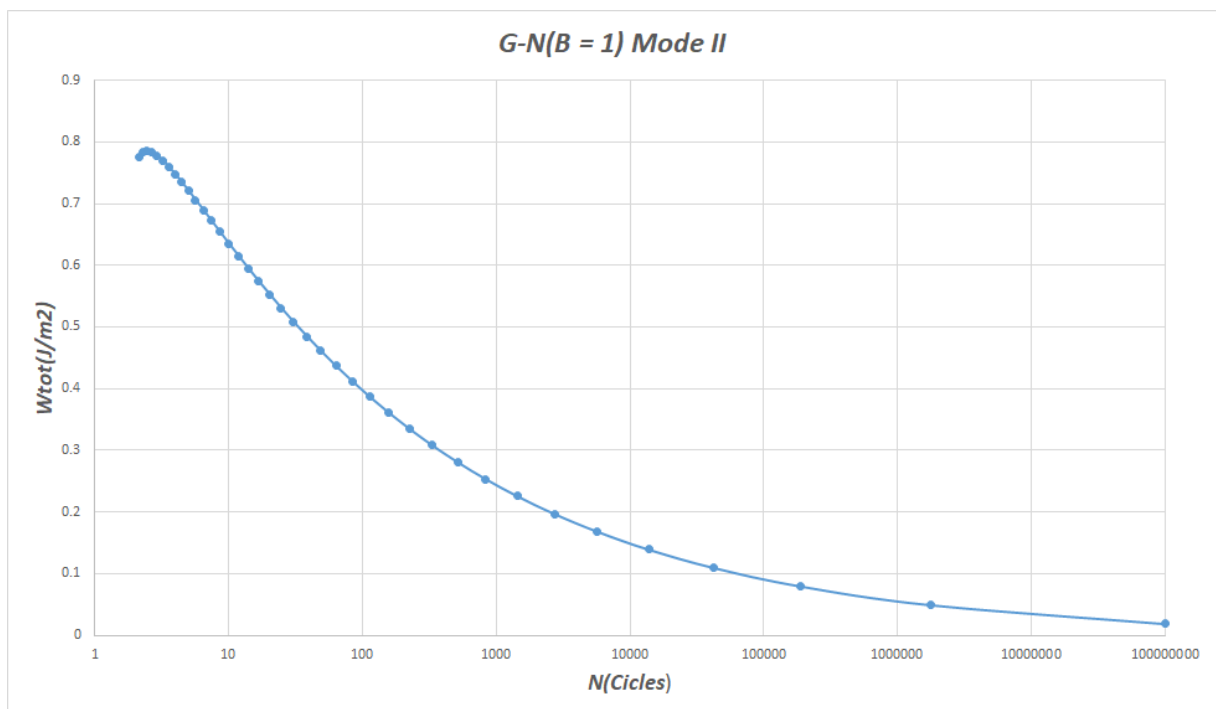


Figura 5.8: Corba d'onset de l'element simple en mode II dominant.

Prova mode mixt

Comprovem mitjançant una altra simulació en element senzill que l'element funcioni per un cas de mode mixt:

Condicions de contorn aplicades:

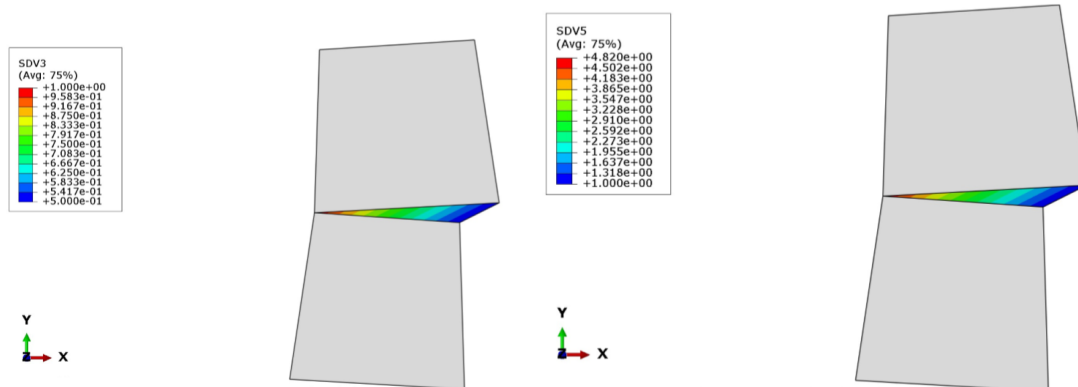
Desplaçaments u_x i $u_y = 0$ en la unió dels nodes 20001 i 30001.

Desplaçament $u_x = 0.006\text{mm}$ al node 30002

Desplaçament $u_x = -0.006\text{mm}$ al node 20002

Desplaçament $u_y = 0.003\text{mm}$ al node 30002

Desplaçament $u_y = -0.003\text{mm}$ al node 20002



(a) Visualització del valor de B en l'element cohesiu i mode mixt 50%.

(b) Visualització del valor de N en l'element cohesiu, mode mixt 50%.

Figura 5.9: Visualització de les variables $SDV4=W_{tot}$ i $SDV5=zN$.

S'ha realitzat la simulació per un mode mixt del 50%, i es pot comprovar com per mode mixt també s'obtenen valors versemblants.

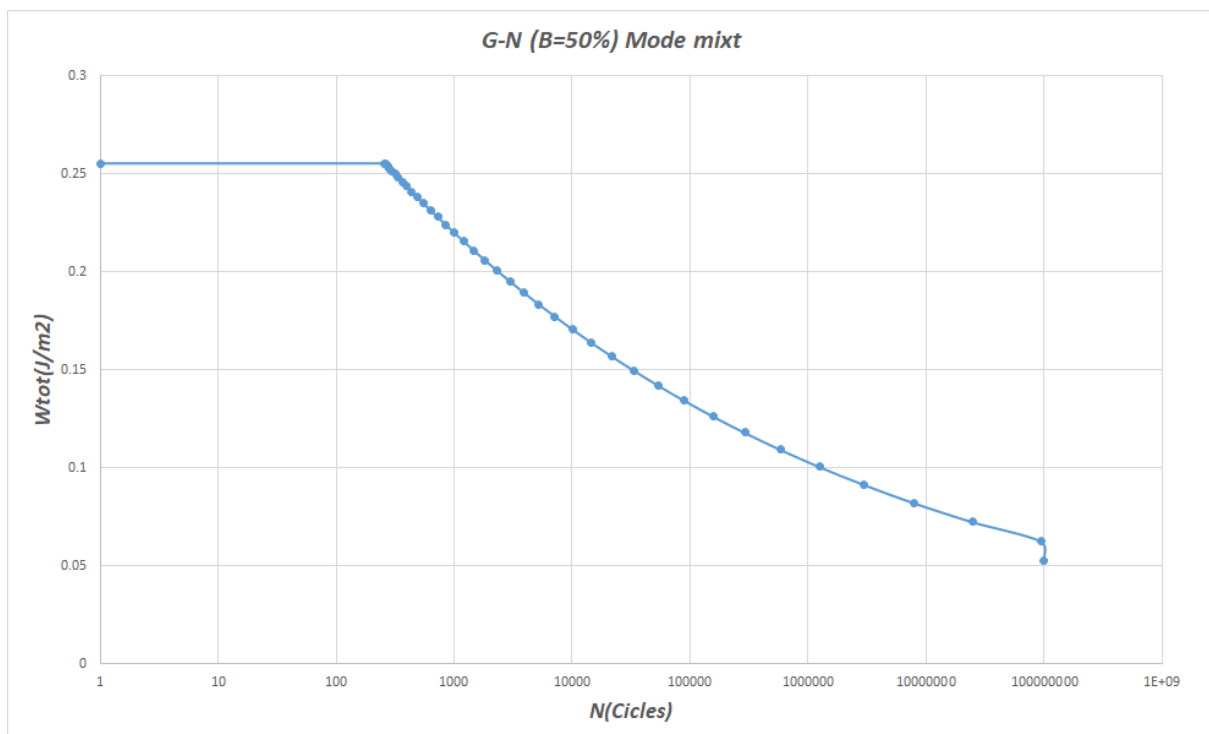


Figura 5.10: Corba d'onset de l'element simple en mode mixt del 50%.

Posem les tres gràfiques que hem obtingut com a resultat de les diferents simulacions en element simple per mode I, mode II dominant i mode mixt amb $B=0.5$:

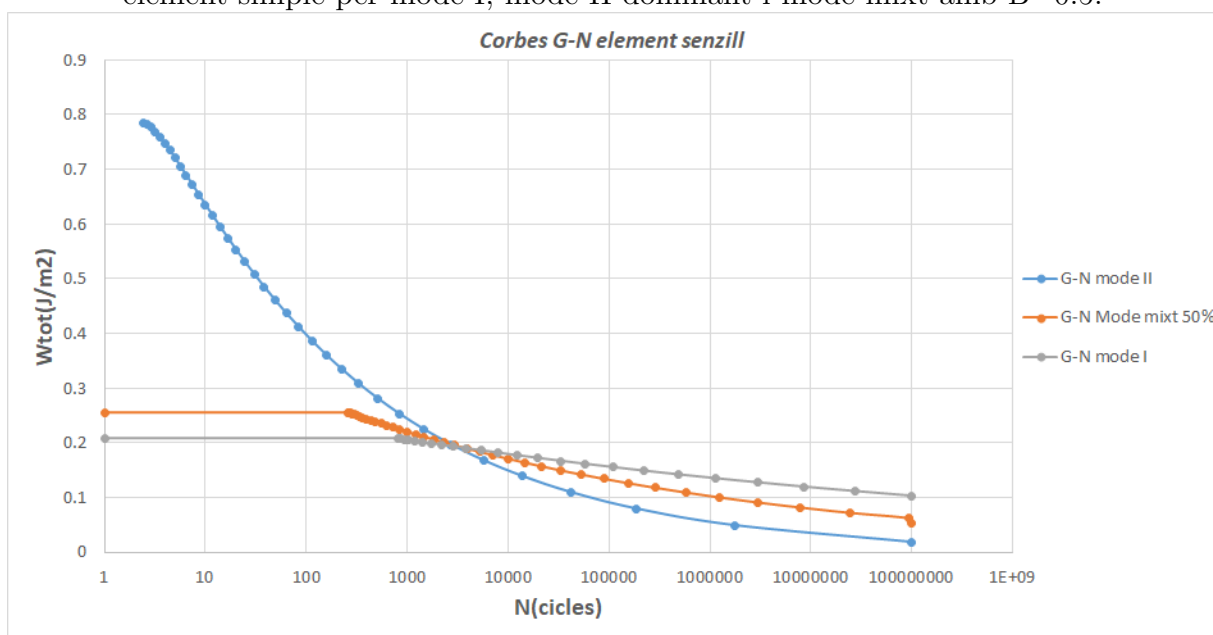


Figura 5.11: Representació de les tres corbes G-N obtingudes.

Havent superposat les 3 corbes G-N, destaca el fet de que les corbes d'onset de mode mixt i mode II es creuen amb la corba de Mode I. Altrament, obtenim uns valors bastant baixos de W_{tot} o G abans no arribem a un nombre de cicles que es puguin considerar com a vida infinita $N = 10^7$ per mode II.

Podríem atribuir aquest efecte al fet que els paràmetres de les corbes d'onset del model $\varrho(B)$ i $\zeta(B)$ siguin funcions no monotòniques. Aquesta podria ser la font d'el comportament atípic tal i com es pot veure a la figura 2.15.b. i justificaria que la corba de mode mixt es creués amb la de mode I i passés per sota seu. No obstant, la corba d'onset de mode II s'hauria de mantenir per sobre de les altres, i les tres haurien de tenir el mateix valor de G_{th} , ja que teòricament és independent del mode de càrrega.

L'efecte, s'incrementa a mesura que el mode de càrrega augmenta. Tot i això, no sembla que suposi un problema crític ja que per valors baixos de W_{tot} , la tendència és més conservativa: obtenim un nombre de cicles menors als que realment aguantaria el material.

Una possible modificació que es podria realitzar per millorar això, podria implementar-se dins la subrutina:

En el cas que es conegués el valor de G_{th} del material, que és independent del mode de càrrega, es podria introduir una condició en el càlcul de nombre de cicles que per valors de W_{tot} inferiors a G_{th} automàticament assignés un valor de cicles de vida infinita $N = 10^7$.

Capítol 6

Simulació sobre configuració pell-rigiditzador

La simulació sobre el mateix conjunt Skin-Stiffener del capítol 4 amb la nova subrutina desenvolupada que incorpora el model de vida a fatiga basat en les corbes G-N, ens permet comparar sobre un cas d'una estructura complexa, més enllà de les simulacions que s'han fet en elements senzills, com de bona resulta aquesta nova metodologia per a determinar la vida a fatiga de components estructurals.

Es compararan els resultats obtinguts a partir de les simulacions amb aquest nou mètode amb les dades experimentals obtingudes de l'assaig físic sobre el conjunt Skin-Stiffener, així com també es compararan amb els resultats de simulacions realitzades a partir de models basats en la Llei de Paris, i que utilitzen la integral J a l'hora de calcular els valors d'energia disponible per a la fractura al llarg de l'estructura G . En aquest últim cas, la comparació ens servirà per determinar, també, si és gaire la diferència que es produeix a l'acceptar les hipòtesis que permeten el canvi de G per W_{tot} per realitzar el càlcul de la taxa d'alliberament d'energia.

6.1 Model FEM del conjunt pell-rigiditzador

Per realitzar les simulacions amb la subrutina de fatiga utilitzem un model FEM del conjunt pell-rigiditzador simplificat segons les condicions anomenades al capítol 4. El model consta de 9104 elements i 19348 nodes definits en una input file d'Abaqus modificada perquè es pugui utilitzar amb la subrutina de fatiga.



Figura 6.1: Conjunt pell-rigiditzador no deformat.

I una vista més detallada de la interfície entre pell i rigiditzador:

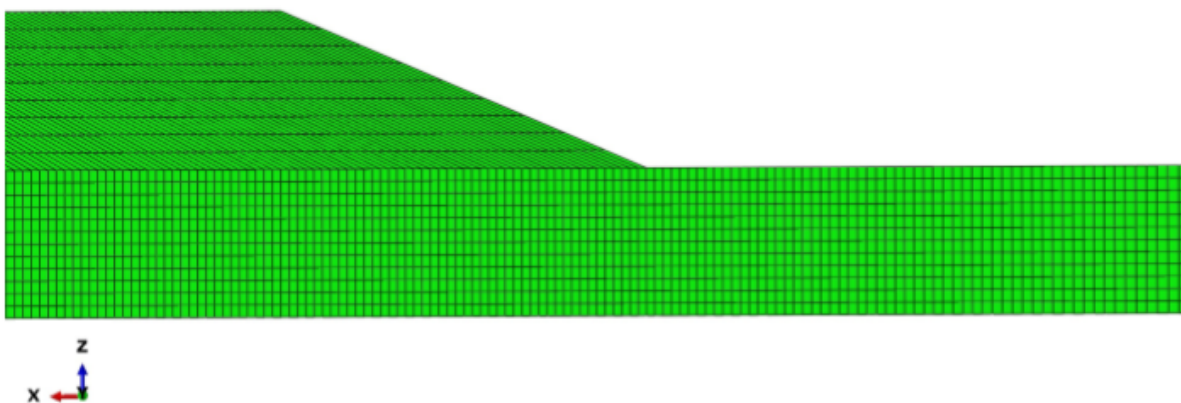


Figura 6.2: Detall del conjunt pell-rigiditzador no deformat.

Els elements que s'utilitzaran a l'anàlisi per modelar la part continua del CFRP, seran els elements sòlids C3D8, de 8 nodes i 8 punts d'integració:

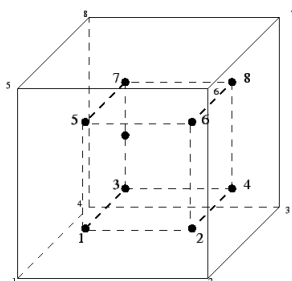


Figura 6.3: Element tipus sòlid C3D8 de 8 nodes i 8 IP(interior de l'element).

Les propietats del CFRP IM7/8552 que modelen el comportament elàstic de la pell i rigiditzador són les enumerades a la figura(4.2) del capítol 4.

La pell del conjunt està conformada per un total de dotze làmines de gruix mitjà 0.148mm i orientades segons la seqüència de laminat: $\theta_{pell} = [45^\circ, -45^\circ, 0^\circ, -45^\circ, 45^\circ, 90^\circ, 90^\circ, -45^\circ, 45^\circ, 0^\circ, 45^\circ, -45^\circ]$. Pel que fa al rigiditzador, tenim 9 làmines de gruix mitjà 0.212mm i amb seqüència de laminat: $\theta_{rigiditzador} = [45^\circ, 0^\circ, 45^\circ, 0^\circ, 45^\circ, 0^\circ, 45^\circ, 0^\circ, 45^\circ]f$ on la f(de fabric) indica que les fibres de les làmines del rigiditzador no són unidireccionals, sinó que segueixen patró d'ordenament diferent en el què en una mateixa làmina s'entrallaçen fibres a 0° i fibres a 90° .

Per modelar la interfície entre pell i rigiditzador s'utilitzaran els elements cohesius tridimensionals predeterminats d'ABAQUS COH3D8:

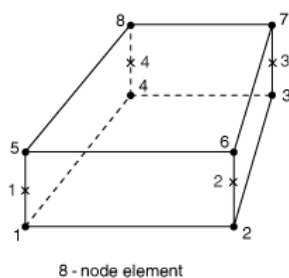


Figura 6.4: Element cohesiu COH3D8 de 8 nodes i 4 IP.

6.2 Anàlisi FEM pel càlcul de la vida a fatiga

Realitzem un total de 16 simulacions per diferents nivells de càrrega. Apliquem una força controlada per desplaçament que tracciona la pell en la direcció x. Veiem com es deforma el conjunt i les tensions que hi apareixen pel cas de $F = 15189.2N$

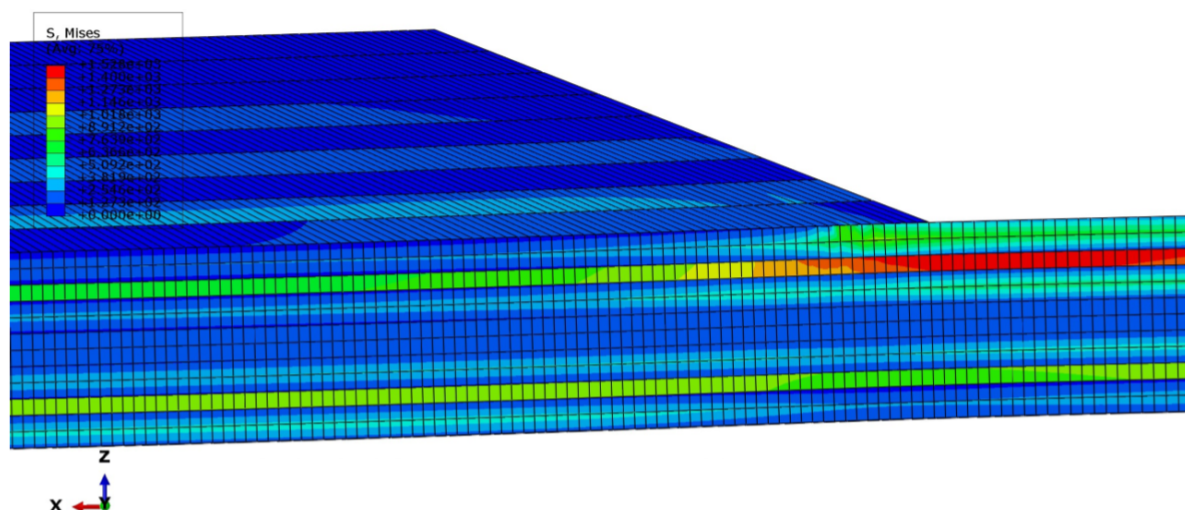


Figura 6.5: Tensions de Von Mises resultants de l'aplicació d'una $F = 15189.2N$.

De la representació de les tensions, veiem com hi ha dos làmines que suporten una tensió més elevada que la resta. Es tracta de les làmines n° 3 i n° 10 de la seqüència de laminat de la pell, que són les que es troben orientades a 0° , i tenen les fibres en la direcció d'aplicació de la càrrega. Per tant, tal i com és d'esperar, les fibres que estan alineades amb la direcció d'aplicació de la força són les que aguanten una major tensió del conjunt. Aquesta tensió al llarg de la longitud, és màxima a l'alçada de la zona d'unió entre la pell i el rigiditzador. Això evidencia que la zona més susceptible de patir una delaminació és precisament la punta on s'uneixen aquests dos components.

A la següent imatge es mostra la variable de fatiga $SDV5$ en l'element cohesiu, corresponent a una de les simulacions que s'han realitzat i que posteriorment es detallaran.

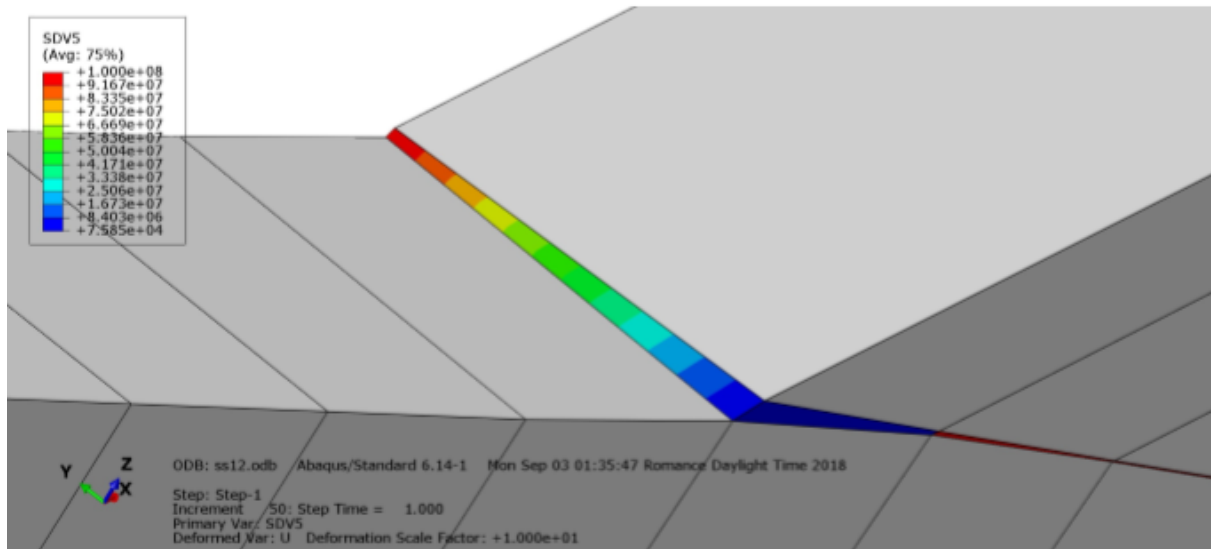
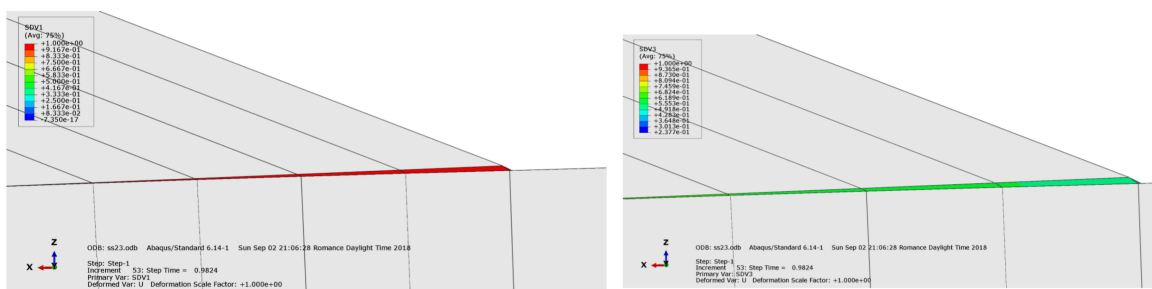


Figura 6.6: Representació de la variable de fatiga durant la delaminació del conjunt pell-rigiditzador.

Mostrem primer aquesta figura per fer veure com la variable $SDV5$ té un valor diferent al llarg de l'element cohesiu entre pell i rigiditzador. Això ens indica que la delaminació s'inicia en un dels flancs del conjunt, i per tant, aquest és el punt on hem d'analitzar les variables d'estat ja que és on prenen un valor més crític. Concretament, aquest punt es correspon al punt d'integració IP 1 del primer element de tota la interfície cohesiva. Tots els valors de les SDV que s'enumerin a partir d'aquí faran referència a aquest IP 1 del primer element.

Les imatges que es mostren a continuació fan referència a l'anàlisi FEM fet per una força de valor $F = 15189.2N$. S'han realitzat un total de 16 simulacions amb unes condicions de càrrega aplicada que varien des de $F = 15189.2N$ a $F = 6197.85N$



(a) Elements cohesius danyats, $SDV1 = 1$. (b) Ràtio de mode mixt $SDV3 = B$.

Figura 6.7: Mostra del dany i la ràtio de mode mixt a la interfície cohesiva.

Notem com pel cas de càrrega $F = 15189.2N$, els primers elements cohesius de la unió entre pell i rigiditzador queden completament danyats. Degut a això, deixen d'aguantar càrrega a tracció i s'obren encara que la càrrega del conjunt sigui en la direcció de mode II, provocant que el valor de la ràtio de mode mixt sigui de $SDV3 = 0.6$ i no proper a 1 tal i com s'esperaria.

Comprovem les variables $SDV4 = W_{tot}$ i $SDV5 = N$ per veure els valors d'energia específica i nombre de cicles dels elements.

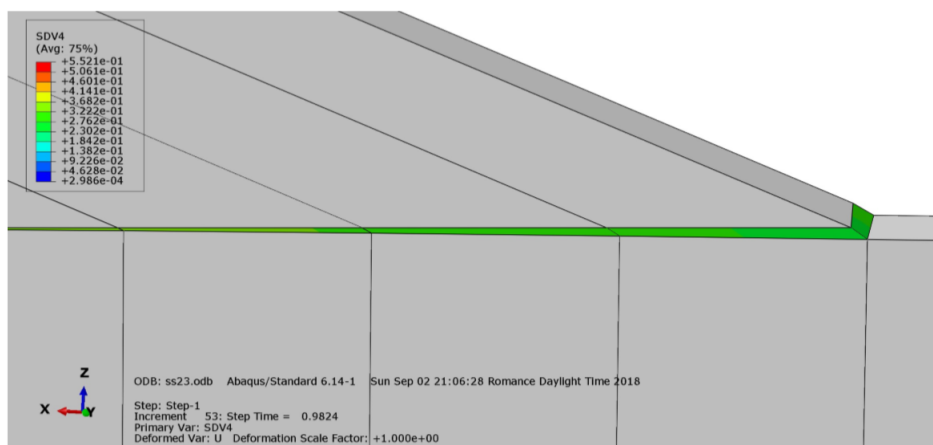


Figura 6.8: Energia total dissipada de l'element, $SDV4 = W_{tot}$.

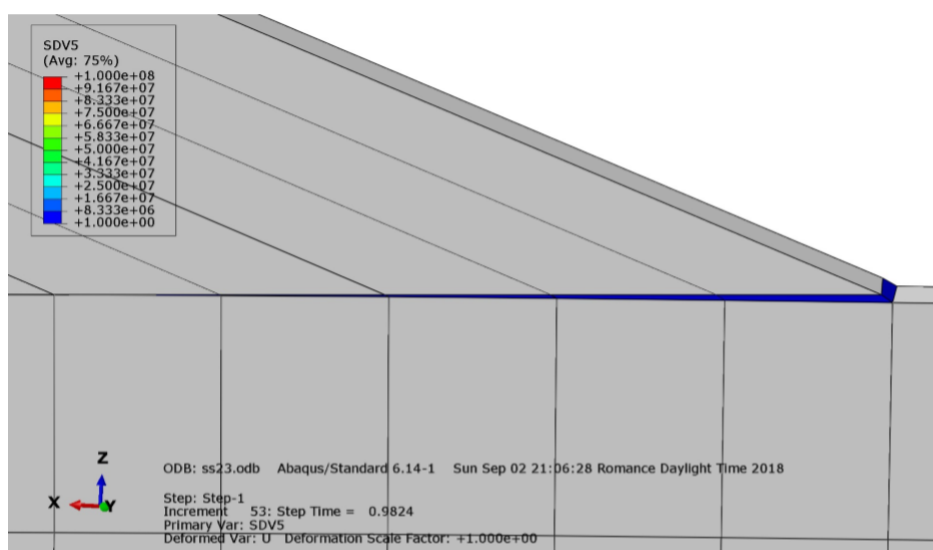


Figura 6.9: Cicles de càrrega per l'onset de la delaminació $SDV5 = N$.

Veiem com pel cas de la imatge superior, el nombre de cicles de càrrega que resisteix el material és 1 en els primeres elements. Era d'esperar ja que abans hem vist que el valor de la variable de dany era 1 i això significa que s'ha assolit la G_c del material i s'ha creat nova superfície delaminada.

Fins aquí hem vist, a tall d'exemple, els resultats d'una simulació pel cas de càrrega més desfavorable. No obstant, el que ens interessa realment és conèixer la resposta del conjunt pell-rigiditzador per diversos nivells de càrrega a fatiga.

6.3 Comparació i anàlisi de resultats

Com s'ha dit prèviament, s'han realitzat 16 simulacions per les que hem obtingut valors diferents de les variables d'anàlisi. A la següent taula es poden veure resumits els valors d'aquestes variables segons el nivell de càrrega que s'ha aplicat en cada simulació.

F(N)	$SDV5 = N$	$SDV4 = W_{tot}$	$SDV3 = B$
15189.2	1	0.350185215	0.635845244
14528.8	10	0.548515618	0.890013516
13868.4	28	0.470798939	0.914025068
13208	68.90	0.402341992	0.930955648
12547.6	157.90	0.345447302	0.943228662
11887.2	369.83	0.293455213	0.953639925
11226.8	765.79	0.254363447	0.962773979
10566.4	1762.11	0.214997932	0.971660018
9906	4022.81	0.181345046	0.979064167
9245.6	10451.29	0.148425326	0.985965073
8585.2	25345.79	0.122965351	0.990976691
7924.8	75851.10	0.097307354	0.994653106
7264.4	297946.12	0.072611704	0.997255802
6604	1168143.12	0.054312591	0.99725318
6207.76	2703179.25	0.045452841	0.997110605
6197.854	3358384.50	0.043407299	0.99706924

Taula 6.1: Resultats de les simulacions per diferents nivells de càrrega

De la taula veiem com a mesura que anem reduint la càrrega cíclica màxima aplicada, més augmenta el nombre de cicles per l'onset de la delaminació en el primer element cohesiu del skin-stiffener. Es veu també com hi ha una relació de proporcionalitat entre F i W_{tot} , de tal forma que l'esquema de càrrega envoltent de la figura 5.2 seria equivalent al següent:

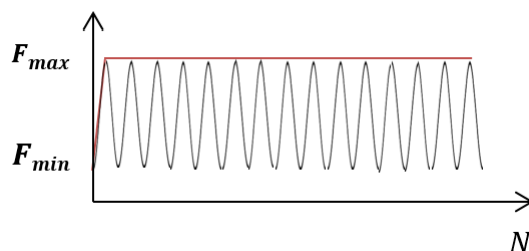


Figura 6.10: Esquema de càrrega de l'skin stiffener.

A partir d'aquestes dades, compararem en un gràfic $F - \log(N)$ les dades obtingudes amb l'anàlisi FEM del nostre model i els resultats de l'assaig real de l'skin stiffener.

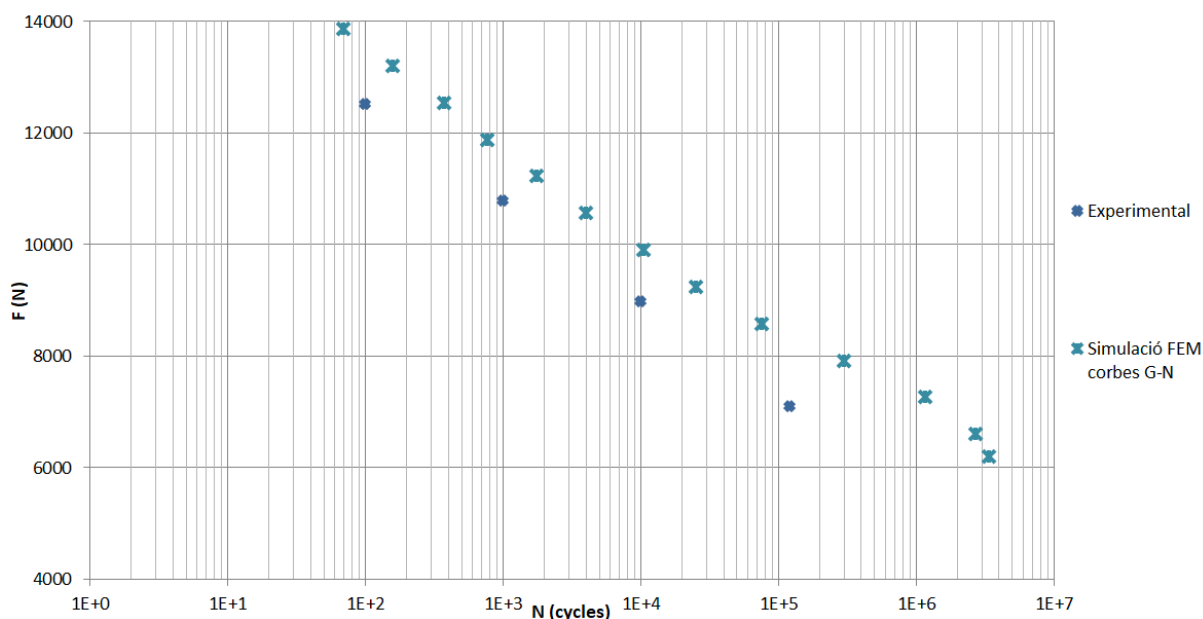


Figura 6.11: Gràfic comparatiu entre resultats experimentals de l'Skin Stiffener a fatiga, i model $G - N$ definit.

Notem com les dades obtingudes amb el càlcul de la nostra subrutina de fatiga, segueixen la mateixa tendència que els resultats experimentals, amb un cert grau de desplaçament a la dreta del gràfic.

Afegim al gràfic les dades obtingudes per simulació mitjançant el model basat en la Llei de Paris esmentat en el capítol 3, on es calculava la taxa d'alliberament d'energia a partir de la integral J :

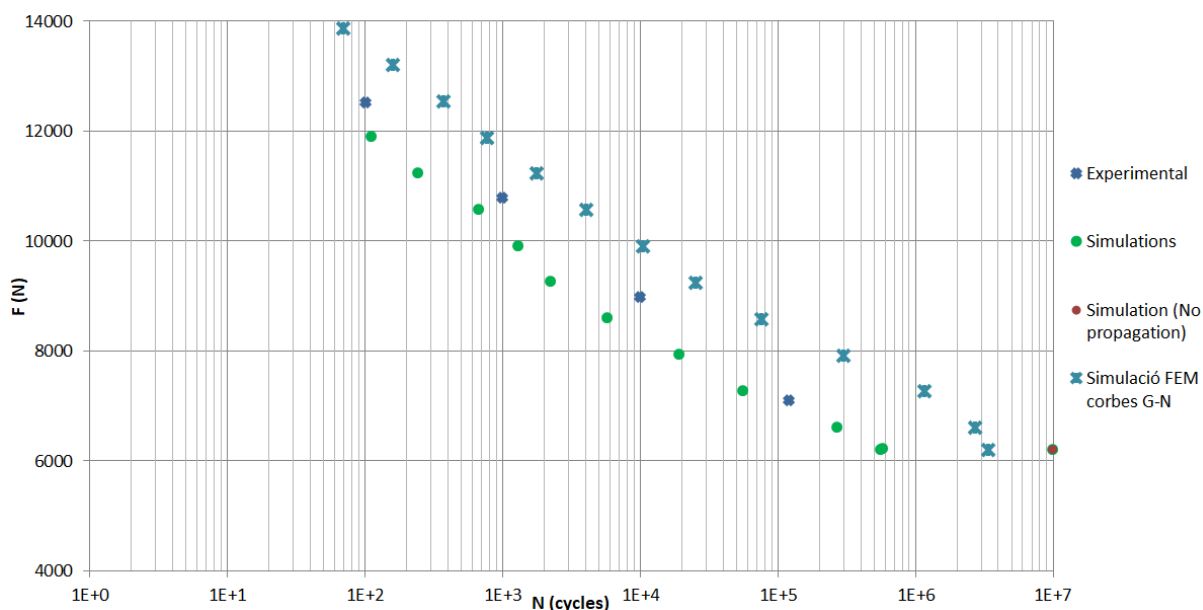


Figura 6.12: Gràfic comparatiu entre: Resultats experimentals, model $G - N$ i model basat en Llei de Paris i integral J .

En comparació amb les dades de la simulació prèvia, l'efecte d'un desplaçament cap a

valors més elevats de cicles de les dades del nostre model és més notable.

Una possible explicació a aquesta tendència podria justificar-se a partir del càlcul de la taxa d'alliberament d'energia obtinguda com el valor del treball específic de l'element cohesiu: W_{tot} .

Si comparem els valors de W_{tot} amb els valors de G obtinguts amb la integral J mitjançant el model a fatiga basat en la Llei de Paris, veiem que els valors que s'han obtingut amb aquest últim són superiors als de W_{tot} , i per tant donen uns resultats més conservatius:

Jint	Jintl	JintlI	Wtot
0.6968	0.085	0.6118	0.350185215
0.6047	0.0699	0.5348	0.548515618
0.5335	0.0595	0.474	0.470798939
0.4733	0.0507	0.4226	0.402341992
0.4277	0.0445	0.3832	0.345447302
0.3779	0.0378	0.3401	0.293455213
0.33	0.0319	0.298	0.254363447
0.2957	0.0278	0.2679	0.214997932
0.2607	0.0237	0.237	0.181345046
0.2251	0.0198	0.2053	0.148425326
0.1877	0.0159	0.1718	0.122965351
0.1517	0.0123	0.1394	0.097307354
0.1177	0.009	0.1087	0.072611704
0.0862	0.0062	0.0801	0.054312591
0.0693	0.0047	0.0645	0.045452841
-	-	-	0.043407299

Figura 6.13: Valors de G calculats amb la integral J i W_{tot} .

Havent analitzat i comparat els resultats obtinguts a partir de la nostra metodologia, i tot i que existeixi una lleugera diferència entre els valors obtinguts amb les dades experimentals o amb un altre model, que podem atribuir al mètode emprat pel càlcul de G més que no pas al model de fatiga; en el pitjor dels casos aquesta diferència entre models no arriba a una dècada; i si comparem les nostres dades amb les de l'assaig real sobre el conjunt skin-stiffener, aquest efecte encara és menor.

Així doncs, s'ha pogut veure que la metodologia desenvolupada al llarg del treball, és apte per ser aplicada a casos d'estructures i components complexes, i permet obtenir resultats del nombre de cicles de vida a fatiga fins l'onset de la delaminació amb una bona fiabilitat dins d'un cert rang.

Capítol 7

Conclusions

Si bé alguns dels resultats ja s'han anat comentant al llarg del treball, a continuació es fa un resum del desenvolupament que ha tingut el projecte, així com dels diferents resultats més significatius que s'han anat obtenint, i les conclusions que se'n poden extraure.

Al llarg del treball, s'ha desenvolupat una metodologia per a determinar la vida a fatiga d'estructures de materials compòsits a partir d'un model obtingut basant-se en les corbes d'onset $G - N$ per diferents modes de càrrega. El model obtingut s'ha implementat dins d'un codi d'elements finits a partir d'una subrutina d'usuari. S'han realitzat diverses comprovacions del model, així com de la seva implementació dins d'un codi d'elements finits que serveix com a una nova eina de simulació, havent obtingut resultats satisfactoris amb simulacions sobre un component estructural real.

El model a fatiga definit a partir de les corbes d'Onset $G - N$ presenta un seguit d'avantatges que es podrien resumir en els punts següents.

- Simplicitat del model respecte d'altres aproximacions a l'estudi de la fatiga en els materials compòsits.
- Model amb una formulació bona per ser introduïda dins d'un codi d'elements finits. La seva simplicitat a l'hora de realitzar la resolució numèrica del problema de la fatiga durant la simulació, fa que sigui molt més ràpid computacionalment que les alternatives que s'han esmentat en el treball.
- Aquesta simplicitat i eficiència des d'un punt de vista computacional, fan que es plantegi com a una bona opció l'hora de realitzar simulacions de models complexos o bé a gran escala, que requereixen un elevat cost de temps i recursos computacionals en simulació.
- Si bé aquest últim punt podria anar en detriment de la precisió de la solució obtinguda respecte els altres models de fatiga computacionalment més exigents, caldria treure'n les conclusions un cop s'haguessin realitzat uns quants experiments a tall de comparació.
- Tal i com passa amb la majoria de models que expliquen el fenomen de la delaminació deguda a la fatiga en materials compostos laminats, aquest és un model fenomenològic i requereix alimentar-se de dades experimentals. Aquestes dades són necessàries per cada material diferent que es vulgui simular, i encara que en alguns

casos aquesta caracterització dels materials compòsits ja està feta, encara falta un volum major de dades obtingudes empíricament que serveixin tant per alimentar com per confirmar la validesa aquests models.

- Si bé el model que s'ha definit sembla funcionar correctament en el nostre cas, només s'han utilitzat les dades experimentals obtingudes per un material: el IM7/8552. Quedaria pendent comprovar, per possibles aplicacions futures, si el comportament d'altres materials compòsits a fatiga és equiparable al del model que s'ha definit en el capítol 3.

En cas que no ho fos, però, sí que la metodologia exposada al llarg del treball es planteja com a una bona opció per predir l'onset de la delaminació per modes mixts en el cas que es disposi de dades experimentals en mode I, II i mode mixt: La interpol.lació dels paràmetres $\varrho(B)$ i $\zeta(B)$, per després obtenir una expressió del nombre de cicles N en funció de l'energia màxima de càrrega G_{max} i la ràtio de mode mixt B , que pot ser implementada dins d'un codi d'elements finits; és aplicable per qualsevol material del que volguéssim predir l'onset de la delaminació per fatiga.

Girona, 4 de setembre de 2018

Miquel Cruañas Sanz


```

DO I=1,NTENS
  DO J=1,NTENS
    DDSDE(I,J) = 0.0D0
  ENDDO
  STRESS(I) = 0.0D0
ENDDO

*-----*
C  Properties of cohesive element
*-----*
      GIC    = PROPS(1)
      GIIC   = PROPS(2)
      T1     = PROPS(3)
      PEN    = PROPS(4)
      ETA    = PROPS(5)
      DTANUM= PROPS(6)
      T2     = T1*SQRT(GIIC/GIC)

*-----*
C  Fatigue properties: Onset model G-N
*-----*
      ZETA1  = PROPS(7)
      ZETA2  = PROPS(8)
      ZETAM  = PROPS(9)
      RHO1   = PROPS(10)
      RHO2   = PROPS(11)
      RHOM   = PROPS(12)

*-----*
C  Compute total strains
*-----*
      DO I=1,NTENS
        STRAIN(I) = STRAN(I) + DSTRAN(I)
      ENDDO

*-----*
C  Compute total displacements
*-----*
      DO I=1,NTENS
        DISPL(I) = STRAIN(I)*CELENT
      ENDDO
C
      DTFLAG = 0
C
      CALL MODT(NTENS,DSEC,PEN,DISPL,T1,T2,GIC,GIIC,ETA,STATEV,
&              ZETA1,ZETA2,ZETAM,RHO1,RHO2,RHOM,KF,DTFLAG,FD,OD,R,
&              DI,NOEL)

*-----*
C  Compute stress tensor (tractions)
*-----*
      DO I=1,NTENS

```



```
C   Define variables (Damage variable and ratio of dissipated energy)
*-----*
      DAMG = STATEV(1)
      RED  = STATEV(2)
      B    = STATEV(3)
      wtot = STATEV(4)
           zN      = STATEV(5)
*-----*
C   Determine mixed mode ratios
*-----*
      IF (DI.LT.1.0D-19) THEN
          BETA = 1.D0
      ELSE
          BETA = DII/(DI + DII)
      ENDIF
      B = BETA**2/(1.D0 + 2.D0*BETA**2 - 2.D0*BETA)
*-----*
C   Determine pure mode onset displacements
*-----*
      ODI = T1/PEN
      ODII = T2/PEN
*-----*
C   Determine mixed mode onset and final displacement
*-----*
      IF (ETA.GT.0.D0) THEN                ! B-K criterion
          OD = DSQRT(ODI**2 + (ODII**2 - ODI**2)*B**ETA)
          FD = 2*(GIC + (GIIC - GIC)*B**ETA)/(PEN*OD)
      ELSE                                ! linear criterion
          OD = ODI*ODII/DSQRT((1.D0 - B)*ODII**2 + B*ODI**2)
          FD = 2*(GIC*GIIC/((1.D0 - B)*GIIC + B*GIC))/(PEN*OD)
      ENDIF
*-----*
C   Evaluate displacement jump norm
*-----*
      IF (DI.LT.1.0D-19) THEN
          DLAMBDA = DII
      ELSE
          DLAMBDA = DSQRT(DI**2 + DII**2)
      ENDIF
*-----*
C   Update internal variables
*-----*
C   Mixed mode damage threshold
      R = OD*FD/(FD - DAMG*(FD - OD))
C
      IF (DLAMBDA.GT.R) THEN
          R = DLAMBDA                ! Maximum damage
```

```

        KF = 1                                ! Loading function
    ELSE
        KF = 0                                ! Unloading
    ENDIF
C
    DAMG = FD*(R - OD)/(R*(FD - OD))
    RED = (DLAMBDA - OD)/(FD - OD)
C
        IF (DAMG.GT.1.0D0) THEN
            DAMG = 1.0D0
            RED = 1.0D0
            KF = 0
        ENDIF
C
    wtot =0.5*PEN*OD**2.0+(DLAMBDA-OD)*DLAMBDA*PEN*(1-DAMG)
&    +    0.5*(DLAMBDA-OD)*(PEN*OD-PEN*(1-DAMG)*DLAMBDA)
        IF (wtot.GT.(GIC + (GIIC - GIC)*B**ETA)) THEN
            wtot=(GIC + (GIIC - GIC)*B**ETA)
        ENDIF
C
    IF (wtot.LT.1.0D-10) THEN
        wtot=0
    ENDIF
C
*-----*
C Compute number of cycles under fatigue loading for mixed mode
*-----*
    ZETA = ((ZETA1 + ZETAM*B + (ZETA2 - ZETA1 -ZETAM)*B**2.0)
&    * (wtot/(GIC + (GIIC - GIC)*B**ETA)))
    RHO=- (RHO1 + RHOM*B + (RHO2 - RHO1 - RHOM)*B**2.0)
        zN= ZETA**RHO
    IF (zN.GT.10.0D7) THEN
        zN=10.0D7
    ENDIF
    IF (zN.LT.1.0D0) THEN
        zN=1.0D0
    ENDIF
        IF (wtot.EQ.(GIC + (GIIC - GIC)*B**ETA)) THEN
            zN=1.0D0
        ENDIF
*-----*
C Compute secant stiffness tensor
*-----*
C Definition of secant-tangent stiffnes tensor
    DO I=1,NTENS
        DO J=1,NTENS
            DSEC(I,J) = 0.0D0

```

```

                ENDDO
                DSEC(I ,I) = (1.0D0 - DAMG)*PEN
        ENDDO
C
        IF (DI.LT.0.0D0) DSEC(1,1) = PEN


---


C      Update state variables
C      (if MODT is called from UMAT(DTFLAG=0) and not from STIFF(DTFLAG=1)
* 

---


        IF (DTFLAG.EQ.0) THEN
            STATEV(1) = DAMG      ! damage variable
            STATEV(2) = RED
            STATEV(3) = B
            STATEV(4) = wtot
                STATEV(5) = zN
        ENDIF
C
        RETURN
        END
*****
**                                END SUBROUTINE MODT
**
*****
C
*****
**                                SUBROUTINE STIFFNUM
**
*****
        SUBROUTINE STIFFNUM(NTENS, DISPL ,KF, STRESS ,PEN, T1 , T2, ZETA1, GIC ,
&                                GIIC ,ETA, STATEV, DDSDDE, FD, OD, R, DI)
C
                INCLUDE 'ABA.PARAM.INC'
C
        DIMENSION DDSDDE(NTENS,NTENS) ,
&                DISPL (NTENS) ,DISPLPERT(NTENS) ,STRESSPERT(NTENS) ,
&                DSECPERT(NTENS,NTENS) ,STRESS(NTENS)
C
        PERT = 1E-6
C
        DTFLAG = 1
        DO IPERT=1,NTENS
            DISPLPERT = DISPL
            IF (DISPL(IPERT) .NE. 0) THEN
                SIGNPERT = DISPL(IPERT)/ABS(DISPL(IPERT))
            ELSE
                SIGNPERT = 1.D0
            ENDIF

```

```

DISPLPERT(IPERT) = DISPL(IPERT) + SIGNPERT*PERT
C
CALL MODT(NTENS,DSECPERT,PEN,DISPLPERT,T1,T2,GIC,GIIC,ETA,
&
ZETA1,STATEV,KF,DTFLAG,FD,OD,R,DI)
C
DO ISTRE=1,NTENS
STRESSPERT(ISTRE) = DSECPERT(ISTRE,ISTRE)*
&
DISPLPERT(ISTRE)
&
DDSDDE(ISTRE,IPERT) = (STRESSPERT(ISTRE)
&
- STRESS(ISTRE))/(SIGNPERT*PERT)
ENDDO
ENDDO
C
RETURN
END
*****
**
**
*****
C
*****
**
**
*****
SUBROUTINE STIFF(NTENS,DISPL,KF,PEN,DDSDDE,FD,OD,R,DSEC,DI)
C
INCLUDE 'ABA.PARAM.INC'
C
DIMENSION DDSDDE(NTENS,NTENS),DISPL(NTENS),
&
DSEC(NTENS,NTENS)
C
IF (KF.EQ.1) THEN ! Loading
H = FD*OD/((FD - OD)*R**3)
DO I=1,NTENS
DO J=1,NTENS
DDSDDE(I,J) = DSEC(I,J) - PEN*H*DISPL(I)*DISPL(J)
ENDDO
ENDDO
IF (DI.LT.0.0D0) THEN ! Penetration
DO I=1,NTENS
DDSDDE(I,1) = DSEC(I,1)
DDSDDE(1,I) = DSEC(1,I)
ENDDO
ENDIF
ELSE ! Unloading
DO I=1,NTENS
DO J=1,NTENS

```



```
                DDSDE(I, J) = DSEC(I, J)
            ENDDO
        ENDDO
    ENDIF
RETURN
END
*****
**                               END SUBROUTINE STIFF
**
*****
```

8.2 Input file element simple

A continuació es mostra el codi d'un input file d'una de les simulacions realitzades en element senzill. Aquest cas es correspon a l'input file per l'obertura de l'element en Mode I.

```
*****
** Exemple Input File per la subrutina de fatiga **
*****
*HEADING
** 2-d DCB test delamination in ABAQUS Std.
*PREPRINT,ECHO=YES,MODEL=YES,HISTORY=YES,CONTACT=NO
**
*****
** PARAMETERS **
*****
*PARAMETER
** Properties of the specimen interface IM7/8552:
** Ultimate strength in tensile mode I (N/mm**2):
  tauI = 61.00
** Penalty stiffness parameter (N/mm**3)
  Kp = 1.0E+6
** Fracture toughness (N/mm):
  GIc = 0.208
  GIIc = 1.334
** B-K parameter:
  eta = 4.57
** Fatigue properties from onset model:
  zeta1 = 0.67075
  zeta2 = 3.4435
  zetam = 1.09479
  rho1 = 16.78
  rho2 = 4.69
  rhom = -18.67
** Tangent stiffness matrix computed analytically or
** numerically (Dtan=1)
  Dtan = 0
```

```
** Properties of the Graphite/Epoxy material (mat1):
E11 = 122.7E+03
E22 = 10.1E+03
E33 = 10.1E+03
nu12 = 0.25
nu13 = 0.25
nu23 = 0.45
G12 = 5.5E+03
G13 = 5.5E+03
G23 = 3.7E+03
** GEOMETRY
** Specimen length (mm):
length = 1
** Specimen thickness (mm):
thick = 2
** Width in the plane strain direction (mm):
width = 1
** Initial constitutive thickness of the cohesive element(mm):
thickcoh = 0.
** Coordinates in the Y direction:
t1 = thick/2
y1 = 1*t1
y2 = y1 + thickcoh
y3 = y2 + t1
**
*****
** GENERATION OF NODES **
*****
*NODE
10001, 0., 0.
10002, <length>, 0.
20001, 0., <y1>
20002, <length>, <y1>
30001, 0., <y2>
30002, <length>, <y2>
40001, 0., <y3>
40002, <length>, <y3>
**
*NGEN, NSET=nfront
10001, 10002, 1
20001, 20002, 1
30001, 30002, 1
40001, 40002, 1
**
*****
** GENERATION OF NSETS **
*****
```

```
*NSET, NSET=nall
  nfront ,
*NSET, NSET=unio
  20001,30001
*NSET, NSET=top
  40002,
*NSET, NSET=base1
  10001,
*NSET, NSET=base2
  10002,
*NSET, NSET=carrega1
  30002,
*NSET, NSET=carrega2
  20002,
*NSET,NSET=bondnodes ,GENERATE
  20001,20002,1
*NSET, NSET=postnodes
  base1 ,base2 ,top
**
*****
** ELEMENTS AND MATERIAL PROPERTIES**
*****
*ELEMENT, TYPE=CPE4I
  10001, 10001,10002, 20002,20001
  30001, 30001,30002, 40002,40001
*ELSET, ELSET=all_solid
  10001, 30001
**ELSET, ELSET=bot_conta , GENERATE
**50001, 51000,1
**ELSET, ELSET=top_conta , GENERATE
**70001, 71000,1
**SURFACE, NAME=bot_surf , TYPE=ELEMENT
**bot_conta , s3
**SURFACE, NAME=top_surf , TYPE=ELEMENT
**top_conta , s1
*ORIENTATION, NAME=global , DEFINITION=COORDINATES
  1.,0.,0., 0.,1.,0.
  2,0.
*SOLID SECTION, ELSET=all_solid , MATERIAL=mat1, ORIENTATION=global
  <width>,
*MATERIAL, NAME=mat1
*ELASTIC, TYPE=ENGINEERING CONSTANTS
  <E11>, <E22>, <E33>, <nu12>, <nu13>, <nu23>, <G12>, <G13>,
  <G23>
*****
** UMAT SUBROUTINE
*****
```

```
*ELEMENT, TYPE=COH2D4
  20001, 20001, 20002, 30002, 30001
*ELSET, ELSET=inter
  20001
*COHESIVE SECTION,ELSET=inter ,RESPONSE=TRACTION SEPARATION,
*MATERIAL=coh ,THICKNESS=SPECIFIED
  1.0, <width>
*MATERIAL,NAME=coh
*USER MATERIAL, TYPE=MECHANICAL, UNSYMM, CONSTANTS=12
** Caracteristiques de la interfície cohesiva: estatic i fatiga
  <GIc>, <GIIc>, <tauI>, <Kp>, <eta>, <Dtan>, <zeta1>,<zeta2>,
  <zetam>, <rho1>, <rho2>, <rho>
**Aquí afegim les constants mecaniques que defineixen les propietats del
*DEPVAR
  5
*INITIAL CONDITIONS,TYPE=SOLUTION
  inter, 0., 0., 0., 0.,0.
**Inicialitzacio de les variables STDV
*ELSET, ELSET=punta
  20001
*****
*****
** BOUNDARY CONDITIONS **
*****
*BOUNDARY
  unio, 1, 1
  unio, 2, 2
**
*****
** STEP 1 **
*****
** -----
**
** STEP: Step-1
**
*STEP, INC=10000 ,NLGEOM=YES
*STATIC
*1, 2., 1e-05, 1
  0.0200,1.0000,1e-10,0.0200
*BOUNDARY,TYPE=DISP
  carrega1,2,2,0.005
*BOUNDARY,TYPE=DISP
  carrega2,2,2,-0.005
**
** OUTPUT REQUESTS
**
*RESTART, WRITE,FREQUENCY=0
```

```
*OUTPUT, FIELD
*NODE OUTPUT
  U, RF
*****
** UEL,UMAT & UINTER SUBROUTINE
*****
*ELEMENT OUTPUT
  E, S
*****
** UMAT SUBROUTINE
*****
*ELEMENT OUTPUT,ELSET=inter
  SDV
*****
**
*OUTPUT, HISTORY, FREQUENCY=1
*NODE OUTPUT, NSET=top
  U2, RF2
*END STEP
```

Bibliografia

- Allegri, G., Wisnom, M. R., and Hallett, S. R. (2013). A new semi-empirical law for variable stress-ratio and mixed-mode fatigue delamination growth. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*.
- Bak, B. L. V., Sarrado, C., Turon, A., and Costa, J. (2014). Delamination Under Fatigue Loads in Composite Laminates: A Review on the Observed Phenomenology and Computational Methods. *Applied Mechanics Reviews*.
- Blanco, N., Gamstedt, E. K., Asp, L. E., and Costa, J. (2004). Mixed-mode delamination growth in carbon-fibre composite laminates under cyclic loading. *International Journal of Solids and Structures*.
- Camanho, P. P. and Hallett, S. R. (2015). *Numerical modelling of failure in advanced composite materials*. Woodhead Publishing.
- Hansen, P. and Martin, R. (1999). Dcb, 4enf and mmb delamination characterisation of s2/8552 and im7/8552. Technical report, MATERIALS ENGINEERING RESEARCH LAB LTD HERTFORD (UNITED KINGDOM).
- Hibbit, H., Karlsson, B., and Sorensen, E. (2012). Abaqus user manual, version 6.12. *Simulia, Providence, RI*.
- Krueger, R., Paris, I., O'Brien, T. K., and Minguet, P. (2002). Fatigue life methodology for bonded composite skin/stringer configurations. *Journal of Composites Technology & Research*.
- Matthews, F. L., Davies, G., Hitchings, D., and Soutis, C. (2000). *Finite element modelling of composite materials and structures*. Elsevier.
- Turon, A., Bak, B., Lindgaard, E., Sarrado, C., and Lund, E. (2015). Interface elements for fatigue-driven delaminations in advanced composite materials. In *Numerical Modelling of Failure in Advanced Composite Materials*.
- Turon, A., Costa, J., Camanho, P. P., and Dávila, C. G. (2007). Simulation of delamination in composites under high-cycle fatigue. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*.

Capítol 9

Pressupost

A continuació, s'enumeren els recursos que han estat necessaris per a la realització d'aquest projecte, així com el seu cost econòmic estimat.

Projecte: Definició d'una metodologia per a la determinació de la vida a fatiga de components aeronàutics.

**Pressupost
9346,60 €**

Pressupost d'un projecte d'estudi per a la determinació de la vida a fatiga en components aeronàutics.

Descripció	Quantitat(h)	Cost unitari(€/h)	Cost total(€)
Recerca i desenvolupament del projecte			
Recerca i anàlisi de la temàtica del projecte.	30	25	750,00
Desenvolupament del projecte: Elaboració model, programació subrutina i simulacions.	120	25	3000,00
Anàlisi de resultats	30	25	750,00
Redacció del projecte	60	25	1500,00
Amortització			
Llicència comercial Software FEA : Abaqus	80	15	1200,00
Llicència comercial Software: Matlab	40	4	160,00
Subtotal			7360,00
Benefici 6%			441,60
IVA 21%			1545,00
TOTAL			9346,60 €

Girona, 4 de setembre de 2018,

Miquel Cruañas Sanz