POLITECNICO DI TORINO

Collegio di Ingegneria Civile

Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Civile - Strutture

Tesi di Laurea Magistrale

Miglioramento delle prestazioni meccaniche del vetro strutturale tramite l'applicazione di rivestimenti funzionali



Relatori:

Dr. Ing. Mauro Corrado Ing. Gregorio Mariggiò **Candidato:**

Fabio Murgia

LUGLIO 2019

To my family...

ABSTRACT

Il vetro è sempre più utilizzato dal mondo dell'architettura come materiale da costruzione. Le peculiari caratteristiche, in primis la trasparenza, e le ottime proprietà meccaniche lo rendono affascinante sia dal punto di vista estetico che prestazionale. Tuttavia la presenza di criticità come, ad esempio, la fragilità intrinseca causata dalla propagazione instabile delle fratture, l'effetto combinato di carichi di lunga durata ed azioni ambientali che determina una propagazione sub-critica dei difetti (fenomeno denominato tenso-corrosione), e l'assenza di duttilità necessaria per ridistribuire le concentrazioni di sforzi dovute a pressioni di contatto agenti lungo i bordi, limita la possibilità di sfruttare a pieno le proprietà meccaniche intrinseche del vetro.

Alla luce di questo presupposto, la presente tesi ha l'obiettivo di sviluppare dei rivestimenti polimerici funzionali, reticolati tramite la tecnologia UV, che inibiscano la tenso-corrosione e che riducano le concentrazioni di sforzi in presenta di azioni di contatto.

Il rivestimento anti tenso-corrosione presenta caratteristiche di idrofobia ad effetto barriera al vapore sul lato esposto all'aria ed adesione sulla faccia a contatto con il vetro. L'analisi della sua efficacia è condotta attraverso delle analisi sperimentali, utilizzando una configurazione di prova a doppio anello concentrico che conferisca uno stato flessionale biassiale ai campioni di vetro. Le prove sperimentali sono condotte su provini realizzati sia con vetro nuovo che invecchiato, in presenza ed in assenza di rivestimento, in condizioni di carico quasi-statico e ciclico. La rappresentatività delle prove è dimostrata tramite opportune analisi statistiche di Weibull. I risultati evidenziano un aumento della resistenza del vetro rivestito compresa tra il 60% e il 90% rispetto a quella dei corrispettivi vetri non trattati.

Per quanto riguarda il problema della concentrazione delle tensioni lungo i bordi a causa di pressioni di contatto, l'efficacia di un rivestimento opportunamente progettato nella riduzione delle concentrazioni tensionali è analizzata mediante un'analisi numerica agli elementi finiti, a cui sono accostati i risultati analitici della meccanica del contatto Hertziano e i risultati della fotoelasticità. Son state effettuate simulazioni numeriche su diverse geometrie, quali, ad esempio, i casi di indentatore cilindrico e rettangolare su semispazio elastico, alla ricerca della configurazione che permettesse di ottenere i migliori risultati in termini di riduzione delle tensioni, variando spessore e proprietà elastiche del rivestimento.

II

ABSTRACT

Glass is increasingly used for architectural and structural applications. Its peculiar characteristics, as the transparency, and its excellent mechanical properties make it fascinating from both the aesthetic and the performance standpoints. However, the presence of critical issues such as, for example, the high crack sensitivity, the combined effect of long-term loads and environmental actions that determines a sub-critical propagation of surface flaws (stress corrosion), and the absence of ductility necessary to redistribute the stress concentrations due to contact pressures acting along the edges, limits the possibility to fully exploit the intrinsic mechanical properties of glass.

Within this context, the present work aims to develop functional polymeric coatings, produced with the UV-curing technology, able to inhibit the stress corrosion and to reduce stress concentrations due to contact actions.

The coating developed to prevent stress corrosion has very good hydrophobic and barrier to water vapor properties on the side exposed to the air and a high adhesion on the face in contact with the glass. The effectiveness of the coating against stress corrosion is assessed by experimental tests, using a coaxial double ring setup that confers a bi-axial flexural state upon the glass samples. Both new and naturally aged glass specimens, with and without coating, are tested under quasi-static conditions. Cyclic fatigue testing is carried out on new coated samples to evaluate the coating durability. The results are analyzed by means of the Weibull statistical approach. The results evidence an increase of the exploitable tensile strength between 60% and 90% with respect to the strength of uncoated glass.

The application of coatings along the edges of glass plates has proven to have beneficial effects on the mechanical performance of glass for contact actions. This is demonstrated by numerical analysis performed with a finite element analysis program (FEAP), by analytical results of the Hertzian theory of contact mechanics, and by experimental data obtained through the photoelastic technique. Several thicknesses and different mechanical properties of the coating layers were considered in the cases of cylindrical and rectangular indenters acting on an elastic half-space.

Sommario

IN	INTRODUZIONE1				
1 IL VETRO					
	1.1	Struttura: costituenti del vetro	3		
	1.2	Tipi di vetro e lavorazioni	4		
	1.3	Proprietà fisiche	6		
	1.4	Proprietà meccaniche	7		
	1.5	Frattografia	10		
2	IL FI	ENOMENO DELLA FATICA	11		
	2.1	Modelli di riferimento	11		
	2.2	Modello atomico	15		
	2.3	La stress corrosion secondo la normativa	18		
	2.4	Fatica ciclica	20		
3	PRC	DDUZIONE E CARATTERIZZAZIONE DEL RIVESTIMENTO	23		
	3.1	Materiali del rivestimento	23		
	3.2	Silanizzazione del vetro	24		
	3.3	Preparazione dei provini	26		
	3.4	Proprietà fisico meccaniche del rivestimento	26		
	3.4.1	1 Bagnabilità 2 Permeshilità	27 72		
	3.4.3	3 Adesione	28		
4	STU	IDIO SULL'EFFICACIA DEL RIVESTIMENTO CONTRO LA TENSOCORROSIONE	30		
	4.1	Stima parametri Weibull e test di adattabilità secondo EN12603:2002	32		
	4.2	Sperimentazione: Coaxial Double Ring Test	34		
	4.2.1	1 Prove di carico quasi statico	36		
	4.2.2	2 Prove di carico ciclico	42		
	4.2.3	Analisi elementi finiti	44		
5	ч.5 МF		40		
2					
	5.1	Forza concentrata su semipiano elastico	52		
	5.2	Carico distribuito su semipiano elastico	53		
	5.3	Contatto tra cilindri	54		
	5.4	Indentatore cilindrico	56		
	5.5	Indentatore rettangolare	57		

6 STUDIO SULL'EFFICACIA DEL RIVESTIMENTO CONTRO LE AZIONI DA CO			A CONTATTO 59
(5.1 M	Modello indentatore cilindrico	61
	6.1.1	Modello di riferimento	
(5.2 M	Modello indentatore rigido a sezione rettangolare	65
	6.2.1	Modello di riferimento	67
	6.2.2	Modelli a uno strato	
	6.2.	2.2.1 Spessore 100 μm	
	6.2.	2.2.2 Spessore 200 μm	
	6.2.	2.2.3 Spessore 300 μm	
	6.2.	2.2.4 Spessore 100 μm con differenti proprietà elastiche	
	6.2.3	Modelli a tre strati	
	6.2.4	Modello di riferimento con crack	
	6.2.5	Modelli a tre strati con crack	
7	CON	CLUSIONI E SVILUPPI FUTURI	
BII	BLIOGR	RAFIA	
AP	PENDI	CI	109
А.	CARA	ATTERIZZAZIONE STATISTICA: IL METODO DI WEIBULL	
В.	ELEM	NENTO A 4 NODI ISOPARAMETRICO	
С.	ELEM	NENTO 4 NODI ISOPARAMETRICO ASSIALSIMMETRICO	
D.	INPU	JT FEAP: MODELLO CDR	
Ε.	INPU	JT FEAP: MODELLO CONTATTO INDENTATORE CILINDRICO	
F.	INPU	JT FEAP: MODELLO CONTATTO INDENTATORE RETTANGOLARE	
RII	VGRAZI	IAMENTI	

INDICE DELLE FIGURE

Figura 1.1 - Autotensioni dovute al processo di tempra chimica	5
Figura 1.2 - Autensioni dovute al processo di tempra termica	5
Figura 1.3 - Andamento degli sforzi in prossimità della fessura	8
Figura 1.4 - Difetto critico su superficie vetrosa. Superiormente è possibile notare il coating	
polimerico	9
Figura 1.5 - Mirror zone, mist zone, hackle zone	10
Figura 2.1 - Dipendenza della velocità di propagazione della fessura da KI. Figura tratta da	
"Wiederhorn, 1967"	12
Figura 2.2 - Diagramma standardizzato velocità di propagazione della fessura in funzione di KI. Fig	ura
tratta da "Le Bourhis, 2014"	12
Figura 2.3 - Propagazione della fessura in funzione di KI. Figura tratta da "Wiederhorn and Bolz,	
1970"	13
Figura 2.4 - Influenza della tempeatura nella propagazione stabile della fessura in vetri sodo-calcio	ci.
	14
Figura 2.5 - Struttura tetraedrica silice. Figura tratta da "Le Bourhis, 2014"	15
Figura 2.6 - Rappresentazione fenomeno stress corrosion	16
Figura 2.7 - Carico a dente di sega	20
Figura 2.8 - Coefficiente di intensificazione degli sforzi in funzione del numero di cicli	21
Figura 2.9 - Incremento della grandezza della fessura in funzione del numero di cicli	21
Figura 2.10 - Rappresentazione della velocità di propagazione della fessura per diversi tipi di carico	0.
Figura tratta da "Evans and Fuller. 1974	
Figura 3.1 - Fotogramma estratto dal software dello strumento, la foto è relativa a una prova reale	<u>е</u>
su provino rivestito	27
Figura 3.2 – Schema funzionamento nermeametro	27
Figura 3.3 - Provino Jan-shear test	28
Figura 3.4 - Schema geometrico prova lan shear test	28
Figura 3.5 - Risultati prove lan shear test su 6 campioni	
Figure 4.1 - Sezione e vista assonometrica CDR	
Figura 4.2 - Coavial double ring test. Figura tratta da Tonnella. 2010	34
Figura 4.3 - Andamento delle tensioni radiali e circonferenziali nel CDR. Figura tratta da Tonnella	
	35
Figura 4.4 - Immagine CDR	35
Figura 4.5 - Foto provino in seguito alla rottura	36
Figure 4.5 - Interfaccia software carichi ciclici	
Figura 4.0 - Internaccia software cancin ciclici area interna cella di carico nella prova con CDR	42
Figura 4.7 - Andamento tensioni radian area interna cena di canco nena prova con edit	+2 //
Figura 4.6 - Confronto tra distribuzioni cumulate per provini nuovi	
Figura 4.5 - Comonto tra distribuzioni cumulate per provini nuovi	45
Figura 4.10 - Probabilità cumulata di Weibull, confronto carichi quaci statici, ciclici	45
Figura 4.11 - Frobabilità cumulata di Welbull, comfonto cancin quasi statici - ciclici	40
Figura 4.12 – velocita accrescimento della ressura secondo Evans per un provino sodo calcico	47
Figura 4.15 - Schematizzazione prova di canco (dimensioni in mini)	40 10
Figura 4.14 - Nappresentazione delle tensioni radiali fiella sezione del provino secondo la CDR	40 10
Figura 4.15 - Nappresentazione delle tensioni verticali nella sezione dei provino secondo la CDR	49
Figure 4.17 Tensioni agenti sul bordo del provins	49
	49
Figura 4.18 - Tensioni agenti ali interfaccia coating – Vetro	50

Figura 5.1 - Problema di Boussinesq (forza su semipiano elastico)	.52
Figura 5.2 - Rappresentazione carico distribuito su semipiano elastico	53
Figura 5.3 - Cilindro a contatto su cilindro	54
Figura 5.4 - Distribuzione di pressioni sull'area di contatto ellittica	55
Figura 5.5 - Vista 3D della configurazione di contatto tra indentatore cilindrico e un parallelepipede	С
	56
Figura 5.6 - Contatto indentatore rettangolare e semipiano elastico	57
Figura 5.7 - Rappresentazione distribuzione del carico e degli sforzi di taglio sul semipiano. Figura	
tratta da "Sadd, 2014"	57
Figura 6.1 - Schema riassuntivo fasi sperimentazione contatto	59
Figura 6.2 - Modello geometrico contatto cilindro semipiano	61
Figura 6.3 - Contour plot tensioni orizzontali	63
Figura 6.4 - Contour plot tensioni orizzontali di trazione	63
Figura 6.5 - Contour plot tensioni verticali.	64
Figura 6.6 - Contour plot differenza tra gli stress principali	64
Figura 6.7 - Schema geometrico modello contatto indentatore rettangolare su semipiano elastico	65
Figura 6.8 - Geometria del provino, aree con diversa mesh	66
Figura 6.9 - Mesh provino	66
Figura 6.10 - Contour plot tensioni orizzontali.	68
Figura 6.11 - Contour plot tensioni orizzontali, particolare	68
Figura 6.12 - Contour plot tensioni verticali.	69
Figura 6.13 - Sezione provino	69
Figura 6.14 - Rappresentazione stato tensionale sezione AA	70
Figura 6.15 - Rappresentazione stato tensionale sezione BB.	.70
Figura 6.16 - Rappresentazione stato tensionale sezione CC	71
Figura 6.17 - Contour plot differenza tensioni principali	.72
Figura 6.18 - Immagine della fotoelasticità.	.72
Figura 6.19 - Particolare mesh provino e indentatore	73
Figura 6.20 - Geometria provino rivestito con 1 layer	73
Figura 6.21 - Stato tensionale lungo la sezione AA	.74
Figura 6.22 - Stato tensionale sezione BB.	.75
Figura 6.23 - Stato tensionale sezione CC	.75
Figura 6.24 - Stato tensionale sezione DD.	.76
Figura 6.25 - Confronto tra i due modelli visti	.76
Figura 6.26 - Sezione provino rivestito con 2 layers	.78
Figura 6.27 - Stato tensionale sezione AA	.79
Figura 6.28 - Stato tensionale sezione BB.	.79
Figura 6.29 - Stato tensionale sezione CC	.80
Figura 6.30 - Stato tensionale sezione DD.	.80
Figura 6.31 - Sezione provino rivestito con 3 layers	.82
Figura 6.32 - Stato tensionale sezione AA	.82
Figura 6.33 - Stato tensionale sezione BB	83
Figura 6.34 - Stato tensionale sezione CC	83
Figura 6.35 - Stato tensionale sezione DD.	.84
Figura 6.36 - Confronto s0 nei vari modelli, sezione BB.	.85
Figura 6.37 - Confronto s0 sezione AA	.86
Figura 6.38 - Confronto s1 sezione AA	.86
Figura 6.39 - Confronto s0 in modelli con uno strato di coating ma diverso modulo elastico	87

Figura 6.40 - Confronto SO sezione BB	88
Figura 6.41 - Schematizzazione geometrica dei modelli rivestiti spessi 300 μ m	89
Figura 6.42 - Particolare configurazione deformata	89
Figura 6.43 - Confronto s0 nei vai modelli lungo la sezione AA	90
Figura 6.44 - Confronto s0 lungo la sezione CC	91
Figura 6.45 - Confronto s0 lungo la sezione BB	91
Figura 6.46 - Confronto s1 lungo la sezione AA.	93
Figura 6.47 - Mesh per lo studio dell'intensificazione degli sforzi nell'intorno della fessura	94
Figura 6.48 – Contour plot tensioni orizzontali	95
Figura 6.49 - Contour plot tensioni orizzontali, particolare	95
Figura 6.50 - Contour plot tensioni verticali, particolare	96
Figura 6.51 - Confronto tensioni modello con/senza fessura	97
Figura 6.52 - Confronto tensioni modello con/senza fessura	98
Figura 6.53 - Particolare vista fessura, mesh modello con 3 layer	99
Figura 6.54 - Geometria provino con 3 layer di coating e crack, particolare sezioni	100
Figura 6.55 - Confronto tensioni orizzontali sezione AA	100
Figura 6.56 - Confronto tensioni verticali, sezione BB	101
Figura 6.57- Confronto tensioni sezione BB	102
Figura 6.58 - Confronto tensioni sezione EE	102
Figura 7.1 - A sinistra elemento isoparatrico a 4 nodi, a destra è l'elemento parent	114
Figura 7.2 – Elemento isoparametrico a 4 nodi assialsimmetrico	115

INDICE DELLE TABELLE

6
6
18
31
37
38
38
39
40
40
41
41
43
47
60
62
65
87
99

INTRODUZIONE

Il vetro è un materiale conosciuto sin dai tempi più antichi. Le qualità che rendono questo materiale di particolare pregio son diverse, infatti esso è: trasparente, chimicamente inerte, completamente riciclabile e, ultimo ma non meno importante, estremamente resistente.

Utilizzato dapprima, come materiale per la realizzazione di gioielli, trova ora una importanza considerevole per l'uso architettonico, tecnico, decorativo, ma anche per la produzione di articoli di uso comune. Questo passaggio da materiale particolarmente lussurioso a oggetto utilitario è stato reso possibile grazie alle diverse rivoluzioni industriali che hanno coinvolto il vetro. E' doveroso citare, in primis, l'invenzione del vetro soffiato nell'età cristiana, l'invenzione di nuove composizioni per creare diversi tipi di vetro con diverse proprietà fisico-meccaniche, nel XIX secolo in Germania, e ultimo in ordine cronologico, l'invenzione del processo float per la produzione di vetro a nome dei fratelli Pilkington nel 1960, evento che ha permesso la completa industrializzazione del processo di produzione del vetro.

Negli ultimi decenni è stato possibile assistere a una strabiliante espansione dell'uso del vetro nel settore costruttivo. Dalle prime applicazioni, complice la valenza architettonica che assumono le strutture in vetro, in cui si son realizzate con questo materiale le facciate di grattacieli, aeroporti, hotel, risultando luminose, armoniose e facilmente inseribili nei contesti urbani. Oggi, gli sviluppi tecnologici, consentono l'impiego del vetro con funzione portante, ossia per la realizzazione di scale, pareti, travi, pilastri, parapetti.



Vetro strutturale impiegato per realizzare i piani di calpestio

Oggi, l'ottimizzazione dei processi di produzione industriale ha consentito un abbattimento dei costi e un miglioramento delle prestazioni meccaniche del vetro rispetto al passato. Proprio per questo motivo, le imprese finanziano costantemente la ricerca di nuove tecnologie all'avanguardia. Una di queste è l'applicazione di rivestimenti superficiali al substrato vetroso per variare, in modo controllato, le sue proprietà ottiche, elettriche, chimiche, meccaniche.

In generale, l'applicazione di un coating può essere necessario per una varietà di ragioni: si pensi al miglioramento dell'efficienza energetica e delle performance degli edifici in ambito architettonico, oppure allo sviluppo di un film fonoassorbente per ridurre il rumore, oppure a un miglioramento della sicurezza o ancora alla prevenzione degli incendi.

Attraverso l'uso di un sottile film polimerico è possibile sigillare ermeticamente, con un alto grado di efficacia, superfici particolarmente sensibili al vapore acqueo. Per esempio, usando dei coating di politetrafluoruroetilene e cloruro di vinilidene il tasso di trasmissione del vapore d'acqua diminuisce di diversi ordini di grandezza rispetto a quello che si avrebbe realizzando un film analogo di polimetil-metacrilato ("Pulker, 1999").

La presente tesi vuole porsi l'obiettivo di studiare un coating polimerico che migliori le caratteristiche prestazionali del materiale.

Anticipando quanto più esaustivamente trattato in seguito, la caratterizzazione meccanica del vetro deve prescindere dal considerare la resistenza del materiale funzione della durata di applicazione del carico. Il coating sviluppato nasce proprio con l'idea di inibire questa dipendenza.

La funzionalità del rivestimento è dimostrata oltre che da modelli FEM, da prove sperimentali.

Il presente lavoro di tesi è organizzato in 7 capitoli. Il primo riporta una descrizione generale sul vetro. Il secondo espone, in dettaglio, il fenomeno della fatica statica, dando una spiegazione sulla chimica. Il terzo, riprende il lavoro fatto precedentemente da Forzano S., che ha studiato la composizione chimica ottimale per il polimero. Il quarto capitolo riporta le analisi sperimentali e numeriche che hanno permesso di dimostrare, statisticamente, la funzionalità e i benefici del coating in ambito di contrasto della tenso-corrosione. Il quinto capitolo riporta lo sviluppo della meccanica Hertziana, partendo da uno dei casi principali della teoria dell'elasticità (forza concentrata su semipiano elastico), si arriva alla descrizione del contatto tra due elementi. Le analisi numeriche sul contatto sono trattate nel capitolo sei, in cui si analizzano tutti i modelli eseguiti, descrivendo anche in questo caso, i benefici del coating. Nell'ultimo capitolo son presentate le conclusioni e gli sviluppi futuri.

1 IL VETRO

Col termine vetro ci riferiamo a una vastissima gamma di prodotti di varie composizioni e proprietà. E' possibile trovare varie definizioni, secondo la norma ASTM: "il vetro è un prodotto inorganico della fusione, raffreddato in una condizione di rigidità senza provocarne la cristallizzazione", descrizione accurata per la maggior parte dei vetri commerciali, ma che ignora i vetri organici, i metalli amorfi, etc... Nel linguaggio comune, il termine vetro viene utilizzato riferendosi a vetri costituiti da ossido di silicio.

Appare chiaro che il vetro è un elemento con struttura amorfa, questo gli conferisce diverse proprietà: innanzitutto quella di essere termodinamicamente metastabili; isotropi, per la mancanza di piani cristallografici; non esiste una precisa temperatura di fusione, rispetto ai liquidi hanno atomi più vicini e un minor volume libero.

1.1 Struttura: costituenti del vetro

Le materie prime usate nella produzione del vetro sono:

- 1) Vetrificanti, o formatori di reticolo: ne fanno parte le sostanze che possono assumere struttura vetrosa, costituiscono perciò il reticolo amorfo.
- 2) Fondenti, o modificatori di reticolo: sono usati con lo scopo di abbassare la temperatura di fusione del vetrificante.
- Intermedi: non sono in grado di vetrificare, ma possono entrare a far parte del reticolo di un altro ossido formatore. Esempi di intermedi sono l'allumina, l'ossido di titanio.

In particolare le materie prime usate sono:

- Sabbia, impiegata per introdurre la silice Si0₂, presente per più del 75% nel vetro usato nelle costruzioni. Essa è formata da quarzo per una quantità variabile tra il 90% e il 99,8%.
- 2) Soda (fondente).
- 3) Marmo e dolomite, usate come stabilizzanti.
- Solfati, sono usati in piccole quantità come affinanti. Il loro compito è quello di risolvere gli inconvenienti dovuti allo sviluppo, all'interno del forno, di bolle di gas.
- 5) Rottame di vetro, costituiti da scarti di lavorazione e materiale di riciclo.

1.2 Tipi di vetro e lavorazioni

I principali tipi di vetro prodotti sono ("Varshneya, 1994"):

- Vetro di silice: ottenuto per fusione di quarzo purissimo, risulta essere il vetro con le maggiori proprietà di refrattarietà. Possiede un'alta resistenza chimica alla corrosione, una bassa conduttività elettrica, un coefficiente di espansione termica vicino allo zero e una buona trasparenza ai raggi UV. E' impiegato a temperature di oltre 1000°C oltre che per strumenti ottici, i costi di produzione elevati non ne consentono altri utilizzi.
- 2) Vetro sodico-calcico: è il vetro più comune per il suo basso costo di produzione. Possiede buona durabilità se soggetto a agenti chimici, grande resistenza elettrica, una buona trasmissione spettrale nel raggio del visibile ed è stabile all'acqua.

In base alla tecnica di produzione si divide in:

- "Vetro float": ottenuto per colata continua e flottazione su un bagno di metallo. Nel presente lavoro di tesi ci interesseremo esclusivamente di questo tipo di vetro. Perciò se non diversamente specificato con la dicitura "vetro" si intenderà il "vetro float".
- "Vetro tirato": ottenuto per tiraggio continuo, inizialmente verticale, di spessore regolare e con le due superfici lustre a fuoco.
- "Vetro stampato": ottenuto per colata continua e laminatura, presenta aspetto traslucido.
- 3) Vetro borosilicato: contiene una percentuale di ossidi di boro compresa fra il 7% e il 15%. Possiede eccellenti doti di resistenza agli sbalzi termici, elevata resistenza chimica, alta resistività elettrica. Può essere prodotto in maniera simile al vetro sodo-calcico ma richiede una temperatura di fusione più elevata.
- 4) Vetri allumino silicati: sopportano temperature elevate e possiedono un basso coefficiente di conduzione termica. I vetri di questa famiglia hanno una certa quantità di alcali e una mderata percentuale di terre alcaline come MgO e Cao. I composti noti come "E-glass" e "S-glass" sono usati come fibre per le plastiche fibrorinforzate.
- 5) Vetri al piombo: contengono PbO e SiO2 come componenti principali con piccole quantità di soda o potassio. Questi vetri sono usati per il loro alto grado di brillantezza, oltre che nella microelettronica per l'alta resistenza elettrica.

Mentre le lavorazioni eseguite per rendere il materiale più resistente e più sicuro sono:

- Ricottura: prevede il raffreddamento lento e controllato del vetro al fine di evitare la formazione di trazioni nel suo spessore. La ricottura viene effettuata quando la lastra esce dal bagno di stagno nel processo float.
- 2) Pre-sollecitazione: si induce lungo lo spessore del materiale un campo di tensioni, con andamento parabolico di trazione sullo spessore e compressione sulle superfici, che permettono

di inibire la propagazione delle fessure superficiali. Bisogna però distinguere alcuni casi, infatti nel caso in cui il crack sia abbastanza profondo, le autotensioni residue di trazione possono favorirne la propagazione, figura 1.1.

Dopo che è stata eseguita questa lavorazione i vetri non possono più essere tagliati, forati, etc...



Figura 1.1 - Autotensioni dovute al processo di tempra chimica

3) Tempra termica: si induce una sollecitazione di compressione permanente sulla superficie attraverso un processo controllato di riscaldamento e raffreddamento per conferirgli maggiore resistenza alle sollecitazioni meccaniche e termiche e caratteristiche di rottura prescritte. La frattura nel vetro temprato presenta tanti pezzi aventi bordi arrotondati. Nella figura 1.2, è visibile l'andamento parabolico tipico delle autotensioni dovute a questo processo di tempera, l'equazione che ne descrive la forma è:

$$\sigma_R(t) = \sigma_p \left[1 - 6 \cdot \frac{z}{s} + 6 \cdot \left(\frac{z}{s}\right)^2 \right]$$

Con σ_p è indicato il massimo sforzo compressivo, con z la coordinata di riferimento, mentre s è lo spessore.



Figura 1.2 - Autensioni dovute al processo di tempra termica

4) Tempra chimica: attraverso questa tecnica si tratta una superficie del materiale per uno spessore di qualche centinaio di micron. Il vetro viene immerso in un bagno salino in cui son presenti dei cationi alcalino-metallici. Lo scambio di ioni consente di indurre una compressione sulla superficie a contatto. Come visibile nelle figure sopra, l'andamento tipico di questo processo è molto diverso da quello della tempra termica. A seconda del livello di compressione superficiale σ_p possono essere presenti diverse classi di vetro indurito chimicamente:

Compressione superficiale	σ _p	Profondità di tempera	Spessore strato compressione [µm]
Livello 1	7 <σ _p < 172	Livello A	t < 50
Livello 2	172 <σ _p < 345	Livello B	50 < t < 150
Livello 3	345 <σ _p < 517	Livello C	150 < t < 250
Livello 4	517 <σ _p < 690	Livello D	250 < t < 350
Livello 5	σ _p > 690	Livello E	350 < t < 500

Tabella 1 - Classificazione vetri temprati chimicamente secondo ASTM C1422-99

1.3 Proprietà fisiche

La composizione chimica del vetro condiziona le proprietà fisiche, dipendendo dall'influenza degli ossidi che lo formano.

Quando il vero è a alta temperatura è malleabile, duttile. Quando è freddo, il vetro presenta una notevole durezza, è trasparente, traslucido o opaco.

Caratteristica	Simbolo Fisico	Valore Numerico
Densità (a 18 °C)	ρ	2500 Kg/m ³
Durezza (Knoop)	НК	6 GPa
Modulo Elastico	Е	70000 MPa
Coefficiente di Poisson	v	0.22
Coefficiente di dilatazione	a	9 µm/(m·K)
termica	ŭ) µiii (iii ix)
Calore specifico	C _p	800 J/(Kg·K)
Coefficiente di conducibilità	λ	1 W/(m-K)
termica		· · · · (III II)

Tabella 2 - Proprietà fisiche del vetro silicato sodo-calcico

1.4 **Proprietà meccaniche**

Il vetro è un materiale meccanicamente omogeneo e isotropo, con comportamento elastico lineare perfetto, sia a trazione che a compressione. Non presentando snervamento non ha la possibilità di redistribuire gli sforzi. La rottura è di tipo stocastico e avviene repentinamente senza segni premonitori. La resistenza a compressione è molto maggiore della resistenza a trazione, si pensi che per il vetro silicato sodo-calcico è dell'ordine di 1000 N/mm2.

Nello studio della resistenza a trazione, il primo criterio di rottura è stato proposto da Orowan (1949). Secondo questo modello la rottura del materiale è dipendente dal modulo elastico E, dalla energia di superficie ξ e dalla distanza interatomica r₀, in base alla equazione:

$$\sigma_{th} = \sqrt{\frac{E \cdot \xi}{r_0}} \tag{1.1}$$

Questo valore prettamente teorico, è stato dimostrato fornire risultati ben più grandi della tensione misurata sperimentalmente provocante la rottura in provini vetrosi. In questo modo, la resistenza a trazione del vetro risulta arrivare, persino, a 32 GPa.

Studi successivi provarono che la resistenza a trazione è indipendente dalla composizione chimica ma è influenzata dalle condizione igrometriche dell'ambiente e dipende dai difetti, che fanno da amplificatore di sforzi. Essa dipende più che dalle proprietà intrinseche del materiale, da quelle estrinseche (processo di fabbricazione, danneggiamento).

La rottura avviene per la presenza di un difetto, nella superficie dell'elemento, che può propagarsi con una bassissima velocità.

E' noto che l'andamento delle tensioni in prossimità di una fessura ha un andamento completamente differente se esso è posto in compressione o in trazione.

In quest'ultimo caso, Inglis, trovò che i difetti agiscono come concentratori di sforzi. Si consideri una lastra infinita, su cui viene applicata una forza di trazione uniassiale σ , in cui è presente un difetto ellittico con asse minore 2*b* e asse maggiore lungo 2*c*. Le tensioni σ_{yy} son descritte da:

$$\sigma_{yy} = \sigma \cdot \left[1 + \left(\frac{2c}{b}\right) \right] \tag{1.2}$$

Secondo Inglis, quando σ_{yy} uguaglia la tensione di rottura del materiale si ha la frattura. Questa trattazione risulta non essere valida nel caso in cui, i difetti, assumano la forma di un ellisse molto eccentrica. Infatti, si può notare che in quest'ultima casistica le tensioni assumono valori tendenti a infinito. Tale modello non rappresenta la realtà, è esperienza comune che i solidi fessurati possono resistere a sollecitazioni considerevoli.

Nel 1920 Griffith elaborò la sua teoria partendo da un approccio energetico. La teoria di Griffith si basa sul confronto tra energia potenziale elastica presente nel corpo e energia superficiale di frattura (energia necessaria a rompere i legami chimici del materiale).

Appare più esaustiva la trattazione di Westergaard, che ha permesso l'individuazione della potenza della singolarità che le tensioni presentano all'apice del crack, l'andamento è visibile in figura 1.3. Teoricamente le tensioni nell'intorno dell'estremità della fessura, vista come una discontinuità, raggiungerebbero valore infinito, è stato però dimostrato che, indipendentemente dal tipo di materiale, attorno ad esso si forma una zona plasticizzata.



Figura 1.3 - Andamento degli sforzi in prossimità della fessura

Il modello utilizzato per studiare il fenomeno della rottura per materiali fragili è quello classico della meccanica della frattura elastica lineare, in cui parametro chiave risulta essere il coefficiente di intensificazione degli sforzi " K_l ", esso definisce univocamente il campo di tensione all'estremità della fessura. Le formule usate per il calcolo di K_l , si riferiscono alle condizioni idealizzate di Griffith, in cui la fessura di forma ellittica risulta essere in un semispazio infinito e soggetta a uno stato di sforzo biassiale. In questo caso:

$$K_I = \sigma \cdot Y \cdot \sqrt{\pi \cdot c} \tag{1.3}$$

Dove: " σ " è la tensione di trazione agente in direzione normale al piano della fessura, "c" è la dimensione caratteristica della fessura e, infine "Y" è il coefficiente di forma, che tiene conto del fatto che, in realtà, la forma della cricca non è perfettamente ellittica.

Nei materiali che non presentano fenomeni di plasticizzazione è la propagazione instabile della fessura che conferisce al collasso quella fragilità intrinseca.

Appare chiaro come la resistenza dipenda dalla popolazione di micro difetti presenti sulle superfici del materiale, il processo di formatura e messa in opera dell'elemento risultano essere, per questo motivo, caratterizzanti nella stima della resistenza. Più in particolare si ha una dipendenza in base alla forma dei difetti, alla loro grandezza, e alla loro orientazione. Questi fattori rendono molto complicata la determinazione di parametri nominali che diano una stima della resistenza del materiale.

La distribuzione di Weibull è stata comunemente usata per caratterizzare la variazione statistica della resistenza a frattura di materiali fragili. Per questa ragione è necessario seguire un controllo di corrispondenza del test statistico, ossia valutare se i dati misurati sono idonei a essere rappresentati da quella distribuzione.

Il tutto è complicato dal fatto che questi difetti possono accrescersi nel tempo, sia sotto l'effetto di carichi costanti, che per altre cause quali sfregatura, abrasione.



Figura 1.4 - Difetto critico su superficie vetrosa. Superiormente è possibile notare il coating polimerico.

Sperimentalmente, la prova di trazione uniassiale appare il mezzo più semplice per determinare la resistenza a trazione del vetro, vi son però particolari difficoltà nell'ammorsamento delle due estremità del provino. In alternativa son usate prove di flessione a tre e quattro punti, la prova di flessione biassiale con due anelli, la prova di trazione brasiliana.

In questo ambito le industrie manifatturiere cercano di risolvere il problema modificando il substrato vetroso oppure applicando un "coating" che vada a inibire questi fenomeni di invecchiamento. La prima soluzione proposta risulta essere troppo dispendiosa, in quanto dovrebbero modificarsi i metodi di produzione, i macchinari, le temperature di lavorazione del materiale, etc ("Le Bourhis, 2014").

1.5 Frattografia

Il punto da cui ha avuto origine la propagazione della fessura, è identificato da una regione liscia e circolare nota, proprio per questa particolare conformazione, come mirror zone. Dato che la mirror region è levigata e piana, simbolo che la crescita del crack è avvenuta in modo stabile.

Un'altra zone di interesse è la stretta fascia che circonda la mirror zone, detta mist zone. La hackle zone è caratterizzata da delle creste orientate in direzione dell'origine della frattura.

Vi è una grande quantità di dati sperimentali sulle caratteristiche di queste tre zone, ma ancora non c'è una vera e propria teoria sulla loro formazione ("Bradt, 2011").

In figura 1.5, è evidente che la regione liscia degenera gradualmente in una banda stretta, più ruvida e puntinata. I confini tra le tre zone non son brusche discontinuità, ma transizioni progressive. La mist zone segnala l'inizio dell'instabilità dinamica della crescita piana della fessura, infatti è chiara la differenza rispetto alla perfezione della mirror zone. Un'altra caratteristica della mist zone è che essa inizia con alcuni piccoli dossi o fossette sulla superficie dello specchio piano ("Varshneya, 1994").

Dopo la mist zone, la fessura attraversa delle zone via via di instabilità dinamica maggiori e arriva alla hackle zone. Questa terza zona è una superficie ruvida fatta da creste e valli, che sembrano essere incise sulla superficie. Il prolungare le linee della hackle zone è una tecnica usata per trovare l'innesco della frattura, infatti esse si intersecano in quel punto.



Figura 1.5 - Mirror zone, mist zone, hackle zone

2 IL FENOMENO DELLA FATICA

Il fenomeno della fatica nel vetro è di primaria importanza, infatti, la sua resistenza non è costante nel tempo, ma decresce, talmente tanto, che la resistenza di progetto, a fine vita utile, deve essere considerata fino a 4 volte minore di quella iniziale ("CNR, 2013"). Questa decrescita è osservabile nel materiale anche se soggetto solamente a carichi statici, come il peso dell'elemento. In quest'ottica diventano aspetti fondamentali la durata del carico e la sua intensità.

La perdita di resistenza è associata a una crescita sub-critica delle fessure presenti nel materiale, ed è osservabile fintanto che il coefficiente di intensificazione degli sforzi è minore della tenacità a frattura del materiale.

I primi studi su questo fenomeno derivano da Grenet che, nel 1899, osservò la dipendenza tra resistenza del vetro e tempo di carico ("Le Bourhis, 2014").

2.1 Modelli di riferimento

La propagazione della fessura può essere divisa in due stadi in base al confronto tra K_I e due valori limite:

- *K*_s, "limite di fatica", è dipendente dalle condizioni ambientali, al di sotto del quale non c'è propagazione;
- *K*_C, è la tenacità a frattura, parametro caratteristico del materiale, in cui si ha rottura istantanea perché la propagazione avviene a velocità altissime, convenzionalmente di 1 mm/s.

Wiederhorn (1967), utilizzando il double cantilever beam test, sperimentò la correlazione tra umidità relativa e velocità di accrescimento della cricca. I risultati ottenuti, visibili in figura 2.1, sanciscono l'esistenza di diversi regimi di propagazione della fessura. Son presenti diverse curve in base alla percentuale di umidità dell'ambiente in cui son state eseguite le prove.

Nel primo regime la velocità "v" è legata esponenzialmente a K_I. Si noti che, in questo stadio, la pendenza delle rette è molto simile; mentre, la diversa intercetta sull'asse delle ascisse è ciò che contraddistingue i vari ambienti di prova.

Nel regime II, la velocità di propagazione è indipendente dal carico applicato. E' chiaro che una minore percentuale di H2O fa traslare la curva verso velocità più esigue.

Il regime III, è quello che caratterizza la propagazione instabile, non si ha più una dipendenza dall'umidità relativa, ma un piccolo aumento di K_I corrisponde a un aumento molto grande di v.



Figura 2.1 - Dipendenza della velocità di propagazione della fessura da KI. Figura tratta da "Wiederhorn, 1967".

Studi compiuti successivamente, hanno permesso di diagrammare il comportamento tipico di una fessura in propagazione come funzione di K_I ("Le Bourhis, 2014"). In figura 2.2, si noti la presenza dei tre regimi definiti precedentemente. In particolare, è possibile affermare che il regime I è descritto da una legge, nota come legge di Evan:

$$v = A \cdot K^n = v_0 \cdot \left(\frac{K_I}{K_c}\right)^n \tag{2.1}$$

Dove: n è detto parametro di fatica, e rappresenta la pendenza della curva nel diagramma logaritmico.

Gli effetti dell'umidità dell'ambiente son visibili perché provocano una traslazione della regione I verso più bassi K_I, nel caso di umidità crescente.



Figura 2.2 - Diagramma standardizzato velocità di propagazione della fessura in funzione di KI. Figura tratta da "Le Bourhis, 2014"

Al di sopra di K_c , si ha un comportamento catastrofico in cui la velocità di accrescimento non dipende dalle condizioni ambientali e passa da v = 1 mm/s a v = 1500m/s.

Con linea tratteggiata si fa riferimento alla propagazione della fessura nel vuoto. Questa teoria sembrerebbe essere in contrasto con quanto detto finora, infatti, l'assenza di umidità dovrebbe rendere impossibile l'attivarsi dei processi di accrescimento della cricca. Si arrivò alla soluzione secondo cui son le alte temperature che portano a rottura i legami Si-O del vetro, provocando una rottura instabile ("Wiederhorn et all, 1974"). Proprio grazie a queste considerazioni è possibile studiare il regime III con prove nel vuoto.

La ricerca portò allo studio ("Wiederhorn and Bolz, 1970") della velocità di accrescimento di un difetto come funzione di variabili interne e esterne (temperatura, carichi applicati e composizione chimica). La prova consistette nel testare dei provini di vetro aventi un intaglio, di predefinita geometria, per poi misurarne la velocità di avanzamento in funzione del carico applicato. I campioni con diversa composizione furono testati in acqua. Le misure son fatte in acqua distillata a diverse temperature: 2°, 25°, 40°, 60°, 90°. Il comportamento della fessura dei diversi vetri per la stessa temperatura di 25° è mostrato in figura 2.3.



Figura 2.3 - Propagazione della fessura in funzione di KI. Figura tratta da "Wiederhorn and Bolz, 1970".

Invece, il comportamento in funzione della temperatura è mostrato in figura 2.4. Le curve sono quasi perfettamente parallele, il loro andamento è ottenuto tramite l'equazione:

$$v = v_0 \cdot e^{-\frac{E^* + b \cdot K_I}{R \cdot T}} \tag{2.2}$$

In cui v_0 , $E^* e b$ sono delle costanti determinate sperimentalmente interpolando i dati col metodo dei minimi quadrati.



Figura 2.4 - Influenza della tempeatura nella propagazione stabile della fessura in vetri sodo-calcici.

2.2 Modello atomico

Come già accennato nell'introduzione, la struttura del vetro non è in equilibrio. Essa è ottenuta per progressivo irrigidimento di un liquido che non è cristallizzato durante il raffreddamento. La temperatura finale deve essere così bassa che gli atomi si muovono talmente lenti da non riuscire a disporsi in una posizione cristallina più stabile. La struttura del vetro ha un alto grado di disordine, cioè un ordine regolare detto "a corto raggio", per contro le strutture cristalline possiedono un ordine a lungo raggio. In altri termini, per realizzare lo stato vetroso partendo dallo stato liquido occorre che la velocità di raffreddamento della sostanza sia maggiore della sua velocità di cristallizzazione v_{cris} , infatti la silice ha una v_{cris} di $2E^{-4}$ K·sec⁻¹, essa vetrifica molto facilmente.

Il silicio si trova nel gruppo 4 della tavola periodica e tende a unirsi a 4 diversi atomi di ossigeno, figura 2.5. Il legame silicato [SiO₄] presenta una struttura tetraedrica con al centro un atomo di silicio e ai vertici si dispongono degli atomi di O. Ogni tetraedro presenta un eccesso di carica negativa, perché il numero di ossidazione del Silicio è +4, mentre quello dell'ossigeno è -2. La forza del singolo legame Si-O è pari a metà dell'energia totale di legame disponibile nello ione ossigeno. Ciascuno di questi ha la potenzialità di legarsi a un altro ione silicio e partecipare a un altro tetraedro per il tramite di ossigeni condivisi o ossigeni ponte.



Figura 2.5 - Struttura tetraedrica silice. Figura tratta da "Le Bourhis, 2014"

La prima teoria tendente a spiegare il motivo chimico del perché avviene la stress corrosion è stato sviluppato da Charles and Hillig (1962). Essi dimostrano che all'estremità della fessura avviene una reazione chimica tra la silice e una molecola d'acqua:

$$Si - O - Si + H_2O \rightarrow Si - OH + HO - Si$$

Questa reazione rappresenta la trasformazione di un gruppo silossanico in due gruppi silanici che porta a un ingrandimento del difetto.

Sempre nell'ottica dello studio della fatica statica, appare più esaustivo del precedente, il modello chimico di Michalske ("Michalske and Freiman, 1983). Dipendentemente dalle condizioni ambientali si osserva una diminuzione della resistenza nel tempo per vetri e ceramici. In particolare, è l'acqua

(inteso come percentuale di umidità presente) la causa di una velocità di diminuzione della resistenza a velocità elevato. Questo fenomeno è originato dalla crescita di difetti preesistenti nel vetro che crescono finché sono grandi abbastanza da determinare la rottura dell'elemento strutturale.

Osservando a scala atomica, gli sforzi a cui è soggetto il materiale vengono trasmessi completamente dal legame Si-O e la sua rottura è di estrema importanza nel processo di frattura.

Come sappiamo bene, all'estremità della fessura è presente una intensificazione degli sforzi che si ripercuote a livello microscopico. A questa scala, la non validità delle leggi della meccanica classica, ci impone di ricorrere a un modello sostitutivo della realtà detto mezzo continuo, descrivente la macroscala del sistema. Infatti, studiando ciò che avviene all'estremità del crack, col mezzo continuo, si nota che l'intensificazione del campo di deformazioni produce un incremento della lunghezza del legame Si-O del 20%, rispetto alla lunghezza originaria ("Michalske and Freiman, 1983). Questo causa una perdita di efficacia del legame covalente, rendendo possibile il formarsi di legami, per Si e O, con altri elementi.

L'interazione tra il legame covalente deformato all'estremità della fessura nella silice e la molecola di H_20 avviene in tre step (riassunti in figura):

- La molecola d'acqua proveniente dall'ambiente esterno attacca il legame Si-O-Si all'estremità della fessura, figura 2.6a. Essa forma un legame idrogeno (rappresentato in tratteggio in figura 2.6) con l'ossigeno del ponte Si-O-Si, successivamente, la coppia solitaria di orbitali dell'ossigeno dell'acqua interagisce con l'atomo di Silicio.
- Avviene una doppia reazione in cui il trasferimento di un protone da O_(silice) è accompagnato simultaneamente dal trasferimento di un elettrone da O_(water) all'atomo di Si. Come risultato di questa reazione, si ha la formazione di due nuovi legami: uno tra O_(water) e Si e uno tra O_(silice) e l'idrogeno. Il legame originario Si-O è rotto.
- Rottura del legame idrogeno tra O_(water) e l'atomo di idrogeno (figura 2.6b). Poiché il legame idrogeno è debole, questo step avviene subito dopo il trasferimento protonico.



Figura 2.6 - Rappresentazione fenomeno stress corrosion

In un altro articolo Michalske (1977) condusse una serie di esperimenti per avvalorare l'idea secondo cui la curvatura, rivolta verso il basso, della curva che rappresenta la crescita della fessura possa essere visto come un approccio al limite di fatica statico.

La prova consistette nel far propagare la fessura, in provini di vetro sodo calcico, attraverso un fattore di intensificazione degli sforzi costante e pari a $K_I = 0.45$ MPa·m^{1/2} che ricade nel regime I della curva. Dopo un tempo noto, si abbassò il K_I a un valore di 0.225MPa·m^{1/2}, considerato inferiore a quello del K_s . Questo nuovo K_I fu tenuto costante per 16 ore, per poi infine riportarlo al valore iniziale. Fu misurato il tempo necessario affinché la fessura tornasse a propagare. Michalske (1977) trovò un tempo di propagazione posticipato per far ingrandire il crack variabile nel range 0 e 1 ora. In particolare, più grande è il K_I di ricarico, minore è il tempo richiesto per far propagare nuovamente l'intaglio. D'altronde, se il K_I viene ridotto e immediatamente riportato al valore iniziale, non si ha tempo posticipato.

Ricorrendo alla legge di Evans è possibile trovare due grandezze di interesse comune, il tempo a rottura e la lunghezza iniziale del difetto (complicato da stimare vista la grande popolazione di difetti presenti su qualsiasi superficie) (CNR, 2013).

L'idea alla base della trattazione sta nel fatto che al momento della rottura, la dimensione del difetto critico è *Cc*, corrispondente a un fattore di intensificazione degli sforzi uguale alla tenacità a frattura.

$$C_{C} = \left(\frac{K_{IC}}{Y \cdot f_{g} \cdot \sqrt{\pi}}\right)^{2}$$
(2.3)

La legge di variazione di K_I è:

$$\frac{dK}{dt} = \frac{1}{2} \cdot \sigma \cdot Y \cdot \frac{1}{\sqrt{a}} \cdot \frac{da}{dt} = \frac{\sigma^2 \cdot Y^2}{2K} v$$
(2.4)

Usando la legge di Evans e integrandola per una lunghezza del crack che varia da C_i a C_c, si trova il tempo che impiega il vetro per rompersi:

$$t = \frac{2K_i^{2-n}}{A \cdot \sigma^2 \cdot Y^2 \cdot (n-2)}$$
(2.5)

Dove K_I è il fattore di intensificazione iniziale.

L'espressione sopra trascura la soglia di fatica statica, si suppone che la cricca propaghi per qualsiasi valore del K_I . E' possibile tener conto del threshold con un procedimento iterativo.

2.3 La stress corrosion secondo la normativa

Per tener conto della fatica statica, molte Normative introducono un coefficiente riduttivo della resistenza " K_{mod} " ("Bos et all, 2012"). In particolare la resistenza di un vetro ricotto è valutata come:

$$f_{g,d} = \frac{K_{mod} \cdot K_{sp} \cdot f_{g,k}}{\gamma_{M,A}}$$
(2.6)

Dove: $f_{g,k}$ è il valore caratteristico di resistenza a trazione; $\gamma_{M,A}$ è il fattore di sicurezza parziale per i vetri ricotti;

 K_{sp} è un coefficiente che tiene conto del tipo di trattamento superficiale del vetro.

Il coefficiente K_{mod} dipende dalla durata del carico secondo la relazione:

$$K_{mod} = 0.663 \cdot t^{-\frac{1}{16}} \tag{2.7}$$

Dove *t* è la durata del carico espressa in ore. La norma prEn16612 prevede per questo fattore un valore minimo di 0.25 e un valore massimo unitario. Per carichi con durata inferiore a 1.2 secondi, impatti e esplosioni il K_{mod} non viene applicato. Nel caso di vetro trattato termicamente, non risulta necessario considerare la propagazione statica della fessura, in quanto ostacolata dalle autotensioni presenti. Il consiglio nazionale delle ricerche nel DT 210/2013 si basa su un modello di meccanica della frattura elastica lineare. Si calcola K_{mod} supponendo che il carico agisca con una intensità costante per un tempo *t* e calcolando iterativamente il valore di incremento della frattura, si ha rottura se:

$$\sigma_{Ed}(t_L) \ge \sigma_L(t_L; c_L) = K_{mod} \cdot f_g$$

 σ_L è la tensione che causa rottura se applicata costantemente per un tempo uguale a t_L .

I valori di K_{mod} calcolati per una $v_0 = 0.0025$ m/s e n = 16 utilizzando l'equazione 2.1, son riportati nella tabella sottostante:

Durata t∟	Kmod LEFM	Kmod prEN16612	ESEMPIO
3-5 s	0.91-0.88	1	Vento (raffica)
30 s	0.78	0.89	Transito temporaneo
10-15 min	0.65-0.64	0.74-0.72	Vento (cumulato)
11 ore	0.5	0.57	Variazione temperatura giornaliera
1 settimana	0.42	0.48	Neve (1 settimana)
3 mesi	0.36	0.41	Neve (3 mesi)
6 mesi	0.35	0.39	Variazioni temperatura stagionali
50 anni	0.26	0.29	Peso proprio

Tabella 3 - Confronto Kmod riportato nella prEN16612 e il Kmod ottenuto tramite modello LEFM

Il fattore ricavato dal CNR risulta essere più conservativo e tramite una regressione ai minimi quadrati si ottiene la funzione:

$$K_{mod} = 0.585 \cdot t_L^{-\frac{1}{16}} \tag{2.8}$$

Appare ora normale chiedersi come ridurre la resistenza in presenza di carichi con diverse durate. Per altri materiali da costruzione questo non è problematico perché non si ha una vera e propria dipendenza dalla durata di applicazione del carico.

Nel caso del vetro, si potrebbe usare una formula per calcolare la resistenza di progetto che tenga conto della storia di carico ("Overend, 2010"), prendendo in considerazione carichi di breve durata (vento), di media durata (neve), di lunga durata (peso proprio). Diversamente Andersen, espose una teoria secondo cui, si possono combinare i carichi agenti contemporaneamente ma con differente durata non possono essere messi combinati direttamente, esso sancì altresì che il vento agente su una vetrata no causa una riduzione della resistenza nel tempo ("Bos et all, 2012").

Altri problemi insorgono nel progetto di vetri che abbiano subito un processo di tempra o indurimento, in questo caso la mancanza di risultati sperimentali validi non ha consentito la creazione di equazioni valide. Si consiglia di progettare questo tipo di vetri in modo che lavorino sempre a compressione, azione che causa la chiusura della fessura.

La norma tedesca DIN 18008, impone, cautelativamente, che nel caso di combinazione di carichi con differenti intensità si prenda il K_{mod} relativo al carico di più lunga durata. Si noti che questo rende quasi impossibile un progetto sostenibile di strutture in vetro, in quanto il carico di più lunga durata risulta essere sempre il peso proprio, a cui viene attribuito un K_{mod} pari a 4.

In tutte le applicazioni di rilievo si consiglia di basarsi su prove sperimentali in scala 1:1, per testare se il vetro ha sufficiente resistenza per portare quei determinati carichi con differenti tempi ("Bos et all, 2012").

2.4 Fatica ciclica

La propagazione della fessura, oltre che per fatica statica, può avvenire anche se il materiale è soggetto a carichi di tipo ciclico ("Vandebroek et all, 2013"). La propagazione in questo caso dipende in prima istanza dall'ampiezza del ciclo di carico tramite il ΔK_I , come descritto dalla legge di Paris:

$$\frac{da}{dN} = B \cdot (\Delta K_I)^{n^*} \tag{2.9}$$

E' possibile trovare una relazione matematica che correli i due tipi di fatica partendo dall'equazione 1.3, e sostituendo in prima fase la legge di Evans (eq. 2.1), in modo da ottenere il tempo di rottura per fatica statica ("Evans and Fuller, 1974"). Parallelamente, sostituendo all'equazione 1.3 la legge di Paris 2.9 si ottiene il tempo t_c di rottura sotto carichi ciclici, in questo caso si noti che lo stato di sforzo è funzione di un valore medio σ_m , di una ampiezza σ_a , e di una frequenza ω .



Figura 2.7 - Carico a dente di sega

L'equazione che mette in relazione la crescita della fessura per ciclo, in funzione dei parametri statici è:

$$\frac{da}{dN} = \lambda \cdot g \cdot A \cdot K_{Ia}^n \tag{2.9}$$

Dove: λ è il periodo dell'equazione, g è un parametro funzione di $\zeta = \frac{\sigma_a}{\sigma_m}$ e delle condizioni ambientali per il tramite di *n*. *A* e *n* son i termini della eq. 2.1.

Si noti che il valore di ζ , amplificazione relativa, varia da zero a uno. Per valori maggiori, lo stato tensionale diventa compressivo durante parte del ciclo, e non causa crescita del crack. Questa parte del ciclo viene quindi omessa nel calcolo di *g*.

Nel caso di carico a dente di sega, figura 2.7, $g(\zeta, n) = \frac{1}{2 \cdot (n+1) \cdot \zeta} \cdot [(1+\zeta)^n - (1-\zeta)^n].$
Un esempio, riportato nelle figure sottostanti, nel caso di carico a dente di sega con $\sigma_m = 20$ MPa, ampiezza $\sigma_a = 8$ MPa e $\lambda = 0.5$ s. Dalla figura 2.8 si evince che il coefficiente degli sforzi K_I è funzione monotona crescente di K_I , al ciclo numero 400 aumenta di colpo.



Figura 2.8 - Coefficiente di intensificazione degli sforzi in funzione del numero di cicli.

Parallelamente, viene graficato in figura 2.9, la crescita della fessura in funzione del numero di cicli. Confrontando la figura 2.8 con la 2.9, per un basso valore di K_I , vicino alla soglia K_s, la crescita del difetto è impercettibile. Si ha una crescita improvvisa quando il K_I raggiunge valore 0.45 MPa·m^{0.5}.



Figura 2.9 - Incremento della grandezza della fessura in funzione del numero di cicli.

Nella figura 2.10 si diagrammano le misure sperimentali ottenute coi test sopra, son presenti delle rette che descrivono la relazione tra la velocità di accrescimento della fessura e il coefficiente di

intensificazione degli sforzi. Si vede che le rette ottenute sperimentalmente e quelle stimate analiticamente, usando le equazioni viste sopra arrivano quasi a sovrapporsi. E' possibile concludere che per un range di frequenza minore, o uguale, a 20 Hz non c'è un accrescimento del crack poiché i cicli provocano un effetto di richiusura della fessura.



Figura 2.10 - Rappresentazione della velocità di propagazione della fessura per diversi tipi di carico. Figura tratta da "Evans and Fuller, 1974.

Le relazioni sviluppate da Evans e Fuller (1974) forniscono risultati adeguati solo nel caso di prove in aria.

Nel caso di un ambiente acquatico la stima del parametro g non fornisce stime realistiche, si parla di almeno tre ordini di grandezza più grandi rispetto alla crescita misurata sperimentalmente. La spiegazione di un simile comportamento è dato da un cambio nel meccanismo di crescita sub-critica della fessura, agisce una sorta di richiusura della fessura durante la fase di scarico ("Yi et all, 1997").

Successivamente Yi et al. ("1997") dimostrarono che la notevole riduzione del tasso di crescita del crack per carichi ciclici è spiegata considerando l'effetto della pressione idrodinamica sul crack. La distribuzione della pressione nel crack deriva direttamente dal movimento forzato del fluido all'interno della fessura, contrapponendosi al suo avanzamento.

L'effetto primario di questa pressione idrodinamica è di modificare il K_I in prossimità dell'estremità della fessura, si potrebbe scrivere:

$$K_{I,tip} = K(t) + K_h(t)$$
 (2.10)

In cui $K_h(t)$ è il fattore di intensificazione degli sforzi associato alla pressione idrodinamica.

$$K(t) = K_m + \frac{\Delta K}{2} \cdot sen(\omega \cdot t)$$
(2.11)

Dove ΔK è la differenza tra K_{max} e K_{min} , mentre ω è la frequenza di carico.

3 PRODUZIONE E CARATTERIZZAZIONE DEL RIVESTIMENTO

Il rivestimento polimerico studiato e sviluppato nell'ambito di questo progetto di tesi è in grado, grazie alle sue proprietà chimiche e fisiche, di migliorare le prestazioni meccaniche del vetro.

La composizione e le propietà del coating di seguito riportate sono state in parte analizzate nel lavoro di tesi di Forzano (2018). Tuttavia, nella suddetta tesi la sua efficacia nel prevenire il fenomeno di stress-corrosion non era stata dimostrata e l'applicazione del coating si era limitata a vetrini di piccole dimensioni (microscope slides). Il polimero garantisce alla superficie vetrosa caratteristiche di impermeabilità e idrofobia, esso funge da barriera contro l'umidità che causa il fenomeno di stress-corrosion.

Questa scelta presenta notevoli vantaggi quali il mantenimento della trasparenza, il miglioramento della resistenza termica.

Il procedimento per la preparazione e stesa del film polimerico prevede:

- La silanizzazione del vetro;
- Applicazione del coating;
- Maturazione ai raggi UV del rivestimento;
- Controlli per monitorare il processo di polimerizzazione.

Il film applicato è' una resina fotosensibile capace di reticolare tramite irraggiamento UV, con le seguenti caratteristiche: trasparenza, bassa viscosità, elevate proprietà adesive, ridotta permeabilità e alta idrofobia. In particolare, le ultime risultano essere particolarmente adatte per l'obiettivo del presente studio. L'idea alla base dello sviluppo del film è che questo vada a inibire la stress corrosion, annullando l'apporto di H_2O , impedendo il verificarsi della reazione chimica all'estremità del difetto.

3.1 Materiali del rivestimento

I polimeri fotoreticolati sfruttano una sorgente luminosa per reticolare. Affinchè avvenga questa reazione si ha la necessità di un iniziatore, che può essere un radicale. In particolare i perfluoropolieteri rappresentano una classe particolare di fotoreticolati, caratterizzati da una elevata resistenza chimica e termica per la presenza nella loro composizione di carbonio, ossigeno e fluoro.

Il coating usato nella campagna sperimentale è composto da:

• La resina bifunzionale acrilica alifatica nota come triciclodecandiolo diacrilato, con nome commerciale Ebecryl[®] 130(Allnex Belgium SA, Drogenbos, Belgio). Tra le proprietà di questa resina fotosensibile figurano: l'assenza di solvente, la trasparenza, la bassa viscosità, una

elevata temperatura di transizione vetrosa, una ridotta permeabilità una volta indurita, ridotto fenomeno di restringimento.

- Il fotoiniziatore 2-idrossil-2-metil-1-fenil-propan-1-one con nome commerciale Darocur[®] 1173, BASF Germania. Questo permette al composto di essere steso agevolmente, è fotopolimerizzabile, e, una volta indurito, permette un rafforzamento meccanico della struttura
- Un oligomero bifunzionale noto come Fluorolink[®] MD 700, Solvay Specialty Polymers, Bollate (Milano), impiegato come agente di adesione per la sua reattività, la sua bassa tensione superficiale, e l'idrorepellenza.

La formulazione ottima studiata per la composizione del polimero di rivestimento conterrà 100 parti di Ebecryl[®] 130, 1 di Fluorolink[®] MD 700 e 3 di Darocur[®] 1173.

3.2 Silanizzazione del vetro

Tra gli agenti di adesione, usati per formare un legame duraturo tra materiali organici e inorganici, rientrano alcuni derivati della classe dei silani. Questo per la necessità di garantire una buona adesione tra coating e substrato vetroso.

La particolare composizione chimica del silano permette, tramite una reazione di idrolisi, di modificare il substrato vetroso.

Una formula di carattere generale per un agente silanico è:

$$R - (CH_2)_n - Si - X_3$$

Son presenti due classi funzionali:

- La lettera X rappresenta un gruppo idrolizzabile (di preferenza alcossi), questo reagisce con la superficie silicea per formare dei legami silossanici.
- Il gruppo R è un radicale organico non idrolizzabile, che garantisce al coating una ottima adesione.

Mentre: "Si" rappresenta l'atomo di silicio e " Ch_2 " è un gruppo a diretto contatto col silicio che prende il nome di linker.

I principali vantaggi per cui può essere necessario usare queste sostanze sono vari:

- Possibilità di modificare le proprietà di adesione e idrorepellenza superficiali;
- Allontanamento, dalle zone di interfaccia, della umidità;
- La superficie diviene altamente regolare;
- Diminuzione del tasso di trasmissione d'acqua.

Il processo di silanizzazione comprende gli schemi con cui un silano si lega chimicamente a un substrato avente terminali ossidrilici. Questo processo prevede 4 passaggi di fondamentale importanza:

- La prima fase comprende l'idrolisi dei gruppi terminali alcossi con formazione di un gruppo silanolo e la liberazione del relativo alcool.
- Seguono reazioni di condensazione tra molecole di silano idrolizzato portando alla formazione di un gruppo silossanico e l'ottenimento di un oligomero.
- Nella terza fase, l'oligomero forma dei legami intermolecolari con l'idrogeno con un terminale ossidrilico del materiale.
- La quarta fase, che avviene durante l'indurimento, in cui il legame ad idrogeno viene sostituito per condensazione da un legame covalente.

Le fasi di idrolisi e condensazione avvengono contemporaneamente e sono altamente influenzate dal PH della soluzione in cui avviene la silanizzazione. Il PH permette di ottimizzare i tempi di processo in modo che la velocità di idrolisi sia maggiore di quella di condensazione.

L'agente di adesione usato è il 3-(acrilossi) propiltrimetossisilano prodotto da Alfa Aesar (Thermo Fisher Kandel, GmbH, Karlsruhe, Germania). Esso garantisce buona stabilità termica, è un organosilano con funzionalità acrilica e linker di tipo propil.

Il silano è applicato sulla superficie vetrosa tramite l'immersione in acqua distillata che, rispetto a altri modi di applicazione, risulta conveniente in quanto condotta a temperatura ambiente. Affinchè la reazione di idrolisi avvenga correttamente, il PH della soluzione acquosa, che conterrà il silano, deve essere di 3.4.

Un metodo di controllo molto efficace per constatare se il provino è stato silanizzato in modo soddisfacente è la misura dell'angolo di contatto. Per ottenere una buona bagnatura del substrato, l'angolo di contatto deve essere di circa 60°.

3.3 Preparazione dei provini

La deposizione del silano è effettuato tramite funzionalizzazione del substrato vetroso in una soluzione acquosa con concentrazione del silano per lo 0.2%v/v.

La procedura comprende i seguenti passi:

- Si pone in un recipiente una quantità d'acqua distillata nota, avendo cura di regolare il PH, tramite acido acetico, a 4.3.
- Tramite una ancoretta magnetica si mescola la soluzione.
- Viene aggiunto il silano nella percentuale di cui sopra, mescolandolo per 30 minuti. E' necessario mescolare affinchè esso si idrolizzi completamente, formando una soluzione omogenea.
- Raggiunta la condizione monofasica, si blocca la miscelazione e si sommergono i vetrini per 5 minuti.
- Il vetro viene estratto e sciacquato con acqua distillata.
- Vengono messi i provini in forno a 115 °C per un'ora, per favorire la condensazione del silano.

L'applicazione del coating è fatta con barre calibrate che consentono di ottenere uno spessore omogeneo di 50 μ m.

L'indurimento del rivestimento avviene tramite lampada UV con una potenza di 100 mW/cm² per 2 minuti sotto inertizzazione da azoto.

Per valutare il grado di indurimento del film son stati impiegati i metodi:

- FTIR (spettroscopia IR a trasformata di Fourier);
- %Gel (metodologia di tipo gravimetrico, basata sulla perdita di peso dei campioni e che fornisce una stima del grado di indurimento).

3.4 Proprietà fisico meccaniche del rivestimento

La valutazione delle proprietà superficiali dei rivestimenti è avvenuta tramite:

- Misura angolo di contatto;
- Stima della permeabilità
- Valutazione trasparenza
- Caratterizzazione termica
- Calcolo dell'adesione
- Indagine di microscopia ottica

3.4.1 Bagnabilità

La misura dell'angolo di contatto è effettuata tramite un analizzatore DSA100 della KRUSS Gmbh. Con questo apparecchio si analizza una goccia d'acqua fatta cadere sul rivestimento, fornendo in output il valore di θ , angolo di contatto. Il software calcola l'angolo compreso tra la base della goccia e la tangente la superficie sul punto di contatto, figura 3.1.

Il volume dell'acqua fatta cadere in superficie è pari a 10 µl.



Figura 3.1 - Fotogramma estratto dal software dello strumento, la foto è relativa a una prova reale su provino rivestito.

3.4.2 Permeabilità

La permeabilità è una delle proprietà chiave nel fenomeno della fatica statica, se questa fosse nulla la stress corrosion non esisterebbe. Il fattore calcolato è il Water Vapour Transmission Rate (WVTR) e rappresenta la massa di acqua, allo stato gassoso che in una giornata passa attraverso un'area di 1 m², il WVTR è misurato in g/(m²·24h). La prova è condotta tramite un permeometro (figura 3.2), il cui funzionamento prevede la presenza di due camere, separate dal film. Nella camera inferiore viene insufflato un gas inerte (azoto), mentre nella camera superiore vengono riprodotte le condizioni di umidità relativa impostate con software.



Figura 3.2 – Schema funzionamento permeametro

Un sensore posto all'uscita della camera inferiore, permette il monitoraggio della quantità d'acqua che passa attraverso il rivestimento e fuoriesce.

3.4.3 Adesione

L'adesione del rivestimento è valutata tramite prova di taglio lap-shear. Si son realizzati dei provini costituiti da due parti rigide unite all'estremità dalla resina polimerica, in modo da creare un giunto sovrapposto.



Figura 3.3 - Provino lap-shear test

La prova viene fatta in una macchina che mette in trazione i provini, creando una sollecitazione tagliante nel giunto.



Figura 3.4 - Schema geometrico prova lap shear test

La pinza inferiore della macchina rimane ferma mentre quella superiore scorre verso l'alto, a velocità nota di 5 mm/s. Le prove permettono di ottenere la resistenza a taglio dell'adesivo τ_{max} mediante:

$$\tau_{max} = \frac{F_{max}}{A_c} \tag{3.1}$$

Dove: F_{max} è il carico di rottura e A_c l'area della sezione circolare.

Attraverso questa prova si calcola l'andamento dello sforzo tagliante in funzione della corsa. Non è possibile calcolare con esattezza lo sviluppo deformativo dei provini, in quanto ci son degli scorrimenti relativi tra ganasce e vetrini.

A completamento della prova si determina il tipo di adesione secondo la classifica riportata in ASTM D5573.

In figura 3.5 son mostrati i risultati ottenuti per la formulazione EFD su vetro silanizzato in etanolo (0.2% v/v). Non son state eseguite prove per la stessa formulazione ma su vetri silanizzati in acqua.



Figura 3.5 - Risultati prove lap shear test su 6 campioni

4 STUDIO SULL'EFFICACIA DEL RIVESTIMENTO CONTRO LA TENSOCORROSIONE

Con l'obiettivo di dimostrare le proprietà funzionali del coating contro il fenomeno della tensocorrosione è stata svolta una campagna di prove sperimentali in provini con e senza rivestimento polimerico.

Risultati soddisfacenti e positivi in questa sperimentazione potrebbero portare a una diffusione del vetro in ambito edile e ad una progettazione più affidabile e sostenibile di elementi strutturali in vetro. Come già accennato in premessa e trattato poi in seguito, i metodi di progetto odierni prevedono l'uso di un coefficiente di sicurezza, detto K_{mod} , pari a 4.

Il macchinario di prova è il Coaxial Double Ring (montato su macchina MTS servoassistita con portata da 100 KN a controllo elettronico), rappresentato nelle figura 4.1.

Son state testate le seguenti tipologie di provini:

- 1. Provini nuovi non ricoperti testati a bassa velocità (NU-Slow);
- 2. Provini nuovi non ricoperti testati a alta velocità (NU-Fast);
- 3. Provini invecchiati naturalmente, non ricoperti a bassa velocità (AU- Slow);
- 4. Provini invecchiati naturalmente, non ricoperti a alta velocità (AU- Fast);
- 5. Provini nuovi e ricoperti (NC);
- 6. Provini invecchiati naturalmente, ricoperti (AC).

I provini appartengono alla famiglia dei sodo-calcici (hanno quindi stessa composizione chimica).

I provini invecchiati naturalmente provengono da una costruzione, son stati esposti per 5-20 anni a qualsiasi tipo di agente atmosferico. Nei campioni con film polimerico, questo è steso dalla parte del lato non stagno.

I campioni son quadrati con dimensioni 120 X 120 mm. Quelli senza rivestimento son spessi 4 mm, i rivestiti hanno un'altezza maggiore di 50 μ m, che è proprio lo spessore del film. Si noti che, quando presente, il lato rivestito è posto nell'estremità in cui si sviluppano tensioni di trazione nella prova CDR. Il test è fatto in acqua (percentuale di umidità 100%) e son sollecitati con due diverse condizioni di carico:

- Controllo di spostamento con velocità $v = 0.7 \mu m/s$ (slow load rate).
- Controllo di spostamento con velocità $v = 14 \mu m/s$ (fast load rate).

I provini rivestiti son testati nella condizione più gravosa che risulta essere la "slow load rate".



Figura 4.1 - Sezione e vista assonometrica CDR

L'analisi statistica dei dati si rende necessaria per l'assenza di un valore univoco di tensione resistente in provini all'apparenza uguali testati sotto le stesse condizioni di carico. Come normato dalla UNI EN12603 si parte dal presupposto che la distribuzione statistica delle tensioni resistenti sia rappresentata da una distribuzione di Weibull a due parametri. Per validare questa ipotesi è necessario eseguire un test di adattamento.

Si	inserisce	una tabell	a con ria	assunti i tii	pi di	vetro e i	l numero	di m	ovini	usati ne	ella c	campagna
01	mbernbee	una autorn		ussunn i n	prur		i mumero	ար	0 v mn	ubuti in	Jina c	ampagna

Abbreviazione	Tipo di Invecchiamento		Rivestimento	Frequenza di	Numero
Abbieviazione	vetro	mvecemaniento	Rivestillento	carico	provini
NU-slow	Float	Nuovo	No	Slow load rate	19
NU-fast	Float	Nuovo	No	Fast load rate	25
AU-slow	Float	Naturale	No	Slow load rate	24
AU-fast	Float	Naturale	No	Fast load rate	25
NC	Float	Nuovi	Si	-	17
AC	Float	Naturale	Si	-	19

Tabella 4 - Sommario caratteristiche provini per sperimentazione

4.1 Stima parametri Weibull e test di adattabilità secondo EN12603:2002

Distribuzione di probabilità cumulata:

$$G(x) = 1 - e^{\left[-\left(\frac{x}{\theta}\right)^{\beta}\right]}$$
(4.1)

Dove: β è il parametro di forma e θ il parametro di scala.

Test F di Fisher (significatività del modello): è usato per verificare l'ipotesi, con un livello di confidenza α , che il campione di dati sperimentali provenga da una distribuzione di Weibull. I passi seguiti sono:

• Si ordinano in modo crescente i risultati sperimentali e per ognuno di questi, si calcola:

$$l_{i} = \frac{\ln(x_{i+1}) - \ln(x_{i})}{\ln\left[\frac{\left(\frac{\ln(4 \cdot (n-i-1)+3)}{4 \cdot n+1}\right)}{\ln\left(\frac{4 \cdot (n-1)+3}{4 \cdot n+1}\right)}\right]}$$

• E quindi:

•

•

$$L = \frac{\sum_{i=\frac{r}{2}+1}^{r-1} \frac{l_i}{\left(\frac{r-1}{2}\right)}}{\sum_{i=1}^{\frac{r}{2}} \frac{l_i}{\left(\frac{r}{2}\right)}}$$

• L'ipotesi è rigettata se:

$$L \ge F_{\alpha}\left(2 \cdot \left[\frac{r-1}{2}\right], 2 \cdot \left[\frac{r}{2}\right]\right)$$

 F_{α} rappresenta il frattile della distribuzione di Fisher.

Stima dei parametri di scala e di forma:

$$\hat{\beta} = \frac{n \cdot k_n}{\frac{s}{n-s} \sum_{i=s+1}^n \ln(x_i) - \sum_{i=1}^s \ln(x_i)}$$
$$\hat{\theta} = e^{\left[\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \ln(x_i) + 0.5772 \cdot \frac{1}{\beta}\right]}$$

Dove n è il numero di campioni

Intervalli di confidenza per i parametri:

• Limite superiore:

$$\beta_{ob;z} = \hat{\beta} \cdot \frac{\chi^2_{\left(f_1; 1 - \frac{\alpha}{2}\right)}}{f_1}$$

• Limite inferiore:

$$\beta_{un;z} = \hat{\beta} \cdot \frac{\chi^2_{\left(f_1;\frac{\alpha}{2}\right)}}{f_1}$$

Intervallo di confidenza per il valore della funzione di distribuzione G(x), con livello di confidenza 1-α. I passi seguiti:

•
$$\ln(x) = \ln\left[\hat{\theta} \cdot \frac{1}{\hat{\beta}} \cdot \ln\left(\frac{1}{1 - G(x)}\right)\right]$$

•
$$v = A + B \cdot y^2 - 2 \cdot C \cdot y$$

•
$$A = \frac{1.162}{n}; B = \frac{0.6482}{n} + \frac{0.805}{n^2} + \frac{1.13}{n^3}; C = -\frac{0.2309}{n} + \frac{0.15}{n^2} + \frac{1.78}{n^3}$$

•
$$\gamma = e^{-y + H(f_2)}$$

• Limite superiore:

$$G_{ob,z} = 1 - e^{-\gamma \cdot \frac{\chi\left(f_{2,1} - \frac{\alpha}{2}\right)}{f_2}}$$

• Limite inferiore:

$$G_{un,z} = 1 - e^{-\gamma \cdot \frac{\chi(f_2, \frac{\alpha}{2})}{f_2}}$$

Intervallo di confidenza per il parametro θ :

• Limite superiore:

$$\theta_{ob,z}^* = \hat{\theta} \cdot e^{-\left(\frac{T_{(n,\frac{\alpha}{2})}}{\hat{\beta}}\right)}$$

• Limite inferiore:

$$\theta_{un,z}^* = \widehat{\theta} \cdot e^{-\left(\frac{T_{\left(n,1-\frac{\alpha}{2}\right)}}{\widehat{\beta}}\right)}$$

Dove: $T_{(n,\alpha)}$ rappresenta il frattile di ordine α della distribuzione T di Student con n gradi di libertà.

4.2 Sperimentazione: Coaxial Double Ring Test

La prova "coaxial double ring" è normata dalla EN 1288-2 e dalla ASTM C1499-03. In questo particolare dispositivo di prova, rappresentato in figura 4.2, il campione è soggetto su una limitata area di forma circolare alle massime sollecitazioni.

I campioni utilizzati son quadrati con lato 120 mm e spessore 4 mm.



Figura 4.2 - Coaxial double ring test. Figura tratta da Tonnella, 2010.

I principali costituenti l'apparecchiatura di prova sono:

- 1. Provino
- 2. Piastra rigida circolare con raggio $r_2 = 45$ mm e diametro $D_R = 90$ mm
- 3. Profilo anello di supporto
- 4. Anello di carico rigido con raggio $r_1 = 20$ mm e diametro $D_L = 40$ mm
- 5. Pistone per la trasmissione del carico
- 6. Profilo anello carico
- 7. Cerchio di contatto dell'anello di carico
- 8. Cerchio di carico del supporto

In figura 4.3 si diagrammano in maniera qualitativa le tensioni nel provino. Si nota che l'area superficiale centrale è sottoposta a una sollecitazione di trazione uniforme ove le sollecitazioni radiali e tangenziali sono di uguale entità. Lo stato di tensione biassiale che si origina neutralizza le imperfezioni che potrebbero svilupparsi secondo direzioni privilegiate.

Tramite la teoria di Timoshenko si è risaliti alla tensione di rottura:

$$\sigma_f = \frac{3 \cdot P}{2 \cdot \pi \cdot t^2} \cdot \left[(1 - v) \cdot \frac{D_R^2 - D_L^2}{2 \cdot D^2} + (1 + v) \cdot \ln\left(\frac{D_R}{D_L}\right) \right]$$
(4.2)



Figura 4.3 - Andamento delle tensioni radiali e circonferenziali nel CDR. Figura tratta da Tonnella, 2010.

Indicando con P, il carico di rottura, t lo spessore del provino, D_R e D_L il diametro della piastra di appoggio e dell'anello di carico, rispettivamente.

$$D = \frac{l}{0.90961 + 0.12652 \cdot \frac{t}{D_R} + 0.00168 \cdot \ln\left(\frac{l - D_R}{t}\right)}$$
(4.3)

 $\text{Con: } l = 0.5 \cdot \left(l_x + l_y \right).$



Figura 4.4 - Immagine CDR

4.2.1 Prove di carico quasi statico

Si riportano i risultati ottenuti dalle prove con CDR. Come già dettagliatamente descritto le prove son effettuate coi provini completamente sommersi in acqua. La macchina fornisce i valori della forza, tramite la relazione 4.2 si è poi trovato la tensione massima.



Figura 4.5 - Foto provino in seguito alla rottura

In particolare, la rottura viene considerata non corretta se la fessura critica è risultata essere esterna all'area soggetta alle tensioni massime. Ciò trova spiegazione dal momento in cui solo all'interno dell'area suddetta conosciamo con precisione le tensioni agenti. La posizione da cui si propaga la fessura che ha provocato la rottura è nota dallo studio della frattografia del provino. In figura 21 è cerchiato il punto da cui è partita la propagazione del crack.

Tramite i dati riportati è stata costruita la curva di Weibull.

La prima famiglia di provini sottoposti a test riguarda i campioni nuovi testati con una bassa velocità di applicazione del carico:

	PROVINI NU-slow							
nr provino umidità % Carico		Carico a rottura (kN)	σ _f (MPa)	data misura				
0.1	0.1 100 2.008		68.18	20/06/2018				
0.2	100	1.364	46.32	20/06/2018				
0.3	0.3 100 2.464		83.67	20/06/2018				
0.4	100	2.149	72.97	20/06/2018				
0.5	0.5 100 2.298		78.03	21/06/2018				
0.6	0.6 100 1.841		62.51	21/06/2018				

0.7	100	1.881	63.87	21/06/2018
0.8	100	2.172	73.75	21/06/2018
0.9	100	2.091	71.00	21/06/2018
0.10	100	2.319	78.74	21/06/2018
0.11	100	0.903	30.66	21/06/2018
0.12	100	1.647	55.93	21/06/2018
0.13	100	2.17	73.58	21/06/2018
0.14	100	1.67	56.64	21/06/2018
0.15	100	2.283	77.52	21/06/2018
0.16	100	2.502	84.96	22/06/2018
0.17	100	2.084	70.77	22/06/2018
0.18	100	1.315	44.65	22/06/2018
0.19	100	1.889	64.14	22/06/2018
0.20	100	1.709	58.03	22/06/2018
0.21	100	1.188	40.34	22/06/2018
0.22	100	1.758	59.70	22/06/2018
0.23	100	1.04	35.31	22/06/2018
0.24	100	0.902	30.63	22/06/2018
0.25	100	0.939	31.89	22/06/2018

Tabella 5 - Dati sperimentali provini NU-slow

Si nota una grande variabilità nella tensione massima resistente di questo primo campione. Si riporta, anche se priva di ogni significato, la media delle tensioni ultime pari a 60.55 MPa. Il parametro di riferimento per la progettazione è il frattile 5% della distribuzione di probabilità di riferimento delle tensioni resistenti.

La seconda famiglia di provini:

PROVINI NU-fast							
nr provino	umidità %	Carico a rottura (kN)	σ _f (MPa)	data misura			
0.1	100	1.915	65.03	20/06/2018			
0.2	100	2.96	100.51	20/06/2018			
0.3	100	2.035	69.10	20/06/2018			
0.4	100	2.893	98.24	20/06/2018			
0.5	100	2.278	77.35	20/06/2018			
0.6	100	2.647	89.88	20/06/2018			
0.7	100	2.599	88.25	20/06/2018			
0.8	100	1.874	63.63	20/06/2018			
0.9	100	3.105	105.43	20/06/2018			
0.10	100	2.08	70.63	20/06/2018			
0.11	100	2.316	78.64	20/06/2018			
0.12	100	1.638	55.62	20/06/2018			
0.13	100	2.037	69.17	20/06/2018			
0.14	100	2.685	91.17	20/06/2018			
0.15	100	2.552	86.66	20/06/2018			
0.16	100	2.113	71.75	22/06/2018			
0.17	100	2.485	84.38	22/06/2018			
0.18	100	2.185	74.19	22/06/2018			
0.19	100	2.857	97.01	22/06/2018			

0.20	100	2.775	94.23	22/06/2018
0.21	100	2.713	92.12	22/06/2018
0.22	100	2.768	93.99	22/06/2018
0.23	100	1.599	54.30	22/06/2018
0.24	100	1.362	46.25	22/06/2018
0.25	100	1.703	57.83	22/06/2018

Tabella 6 - Dati sperimentali provini NU-fast

Per avere un confronto diretto, tra questi due primi test, si riporta la tensione media ultima pari a 79.02 MPa. La differenza sostanziale sta nella diversa velocità di applicazione del carico. Nel primo caso la minor resistenza dei provini è dovuta alla stress corrosion, i carichi applicati più lentamente hanno portato i difetti a assumere dimensioni sempre maggiore, causando di conseguenza una tensione ultima più bassa rispetto ai provini testati in fast load rate.

E' lecito aspettarsi che i provini invecchiati naturalmente, soggetti agli agenti atmosferici per diversi anni, presentino delle resistenze ultime minori rispetto ai casi precedenti.

PROVINI AU-slow							
nr provino	umidità %	Carico a rottura (kN)	σ _f (MPa)	data misura			
0.1	100	1.354	45.98	20/06/2018			
0.2	100	1.829	62.11	20/06/2018			
0.3	100	1.663	56.47	20/06/2018			
0.4	100	1.022	34.70	20/06/2018			
0.5	100	1.231	41.80	20/06/2018			
0.6	100	1.496	50.80	20/06/2018			
0.7	100	1.193	40.51	20/06/2018			
0.8	100	1.601	54.36	20/06/2018			
0.9	100	1.011	34.33	20/06/2018			
0.10	100	1.518	51.55	20/06/2018			
0.11	100	1.283	43.57	20/06/2018			
0.12	100	1.151	39.08	20/06/2018			
0.13	100	1.158	39.32	20/06/2018			
0.14	100	1.195	40.58	20/06/2018			
0.15	100	1.115	37.86	20/06/2018			
0.16	100	0.919	31.21	21/06/2018			
0.17	100	1.401	47.57	21/06/2018			
0.18	100	1.381	46.89	21/06/2018			
0.19	100	1.123	38.13	21/06/2018			
0.20	100	1.294	43.94	21/06/2018			
0.21	100	1.341	45.54	21/06/2018			
0.22	100	1.380	46.86	21/06/2018			
0.23	100	0.943	32.02	21/06/2018			
0.24	100	0.756	25.67	21/06/2018			
0.25	100	1.12	38.03	21/06/2018			

Tabella 7 - Dati sperimentali provini AU-slow

PROVINI AU-fast							
nr provino	umidità %	Carico a rottura (kN)	σ _f (MPa)	data misura			
0.1	100	1.44	48.90	19/06/2018			
0.2	100	1.76	59.80	19/06/2018			
0.3	100	2.11	71.75	19/06/2018			
0.4	100	1.57	53.38	19/06/2018			
0.5	100	2.51	85.09	19/06/2018			
0.6	100	2.61	88.49	19/06/2018			
0.7	100	1.77	59.97	19/06/2018			
0.8	100	1.44	49.00	19/06/2018			
0.9	100	1.48	50.09	19/06/2018			
0.10	100	2.32	78.68	19/06/2018			
0.11	100	1.71	58.10	19/06/2018			
0.12	100	2.55	86.49	19/06/2018			
0.13	100	1.63	55.35	19/06/2018			
0.14	100	1.55	52.46	19/06/2018			
0.15	100	1.59	53.89	19/06/2018			
0.16	100	1.52	51.72	22/06/2018			
0.17	100	1.42	48.35	22/06/2018			
0.18	100	2.49	84.69	22/06/2018			
0.19	100	1.10	37.42	22/06/2018			
0.20	100	2.42	82.21	22/06/2018			
0.21	100	1.38	47.00	22/06/2018			
0.22	100	2.70	91.82	22/06/2018			
0.23	100	1.90	64.62	22/06/2018			
0.24	100	2.69	91.27	22/06/2018			
0.25	100	2.14	72.73	22/06/2018			

La tensione media ultima è 42.76 MPa.

Tabella 8 - Dati sperimentali provini AU-fast

In questo caso la tensione media resistente è 64.93 MPa. Per lo stesso motivo espresso in precedenza, il caso dei provini testati in "fast load rate" risultano avere resistenze maggiori di quelli "slow load rate".

La sperimentazione prosegue con l'esposizione dei risultati trovati per i provini rivestiti. Per questi l'applicazione del carico "fast" oppure "slow" risulta non influenzare la resistenza ultima, conseguenza del fatto che il coating ha bloccato la propagazione subcritica dei difetti.

I provini nuovi rivestiti col film polimerico hanno fornito i seguenti risultati:

	PROVINI NC							
nr provino	umidità %	Carico a rottura (kN)	σ _f (MPa)	rottura corretta	data misura			
silane 1	100		0.0	Scartato (polimero steso in modo errato)	16/07/2018			
silane 2	100	2.953	100.3		16/07/2018			
silane 3	100	4.013	136.3		16/07/2018			

silane 4	100	3.021	102.6		16/07/2018
silane 5	100	3.193	108.4		16/07/2018
silane 6	100	4.212	143.0		16/07/2018
silane 7	100	2.828	96.0		16/07/2018
silane 8	100	4.379	148.7		16/07/2018
silane 9	100	2.768	94.0		16/07/2018
silane 10	100	3.473	117.9	Scartato (Rivestimento non polimerizzato)	16/07/2018
silane 11	100	2.125	72.2		17/07/2018
silane 12	100	3.512	119.3	Rottura non corretta	16/07/2018
silane 13	100	3.15	107.0	Rottura non corretta	16/07/2018
silane 14	100	2.47	83.8		17/07/2018
silane 15	100	3.8	129.0		17/07/2018
silane 16	100	3.217	109.2		17/07/2018
silane 17	100	2.226	75.6		17/07/2018
silane 18	100	3.384	114.9		17/07/2018
silane 19	100	3.239	110.0		17/07/2018

Tabella 9 - Dati sperimentali provini NC

La colonna "Osservazioni" riporta le motivazioni che hanno portato a non considerare nella stesura della distribuzione probabilistica quel dato. La tensione media resistente è 108.3 MPa.

I test relativi ai provini invecchiati con applicato il coating:

	PROVINI AC							
nr provino	umidità %	Carico a rottura (kN)	σ _f (MPa)	Osservazioni provino	data misura			
silane 1	100	2.762	93.8		15/10/2018			
silane 2	100	2.562	87.0		15/10/2018			
silane 3	100	3.377	114.7		15/10/2018			
silane 5	100	2.08	70.6		15/10/2018			
silane 6	100	2.156	73.2		15/10/2018			
silane 7	100	3.399	115.4		15/10/2018			
silane 8	100	1.957	66.5		15/10/2018			
silane 9	100	1.051	35.7		15/10/2018			
silane 10	100	1.844	62.6		15/10/2018			
silane 11	100	2.975	101.0		15/10/2018			
silane 12	100	2.401	81.5		15/10/2018			
silane 13	100	3.04	103.3		16/10/2018			
silane 14	100	1.70	57.8		16/10/2018			
silane 15	100	3.223	109.4		16/10/2018			
silane 16	100	2.6	88.3		16/10/2018			
silane 17	100	2.776	94.3		16/10/2018			
silane 18	100	3.327	113.0		16/10/2018			
silane 19	100	1.106	37.6		16/10/2018			
silane 20	100	2.474	84.0		16/10/2018			

Tabella 10 - Dati sperimentali provini AC

Con tensione media resistente 83.7 MPa.

Drovini	Tensione media	Tensione media resistente
FIOVIII	resistente [MPa]	normalizzata rispetto a σ_{media} (NC) [%]
NU-slow	60.55	56
NU-fast	79.02	73
AU-slow	42.76	39
AU-fast	64.93	60
NC	108.30	100
AC	83.70	77

Per una maggior comprensione si riportano i risultati trovati in forma tabellare:

Tabella 11 - Risultati sperimentali

Alla luce di questi risultati (riportati per una miglior lettura, nell'istogramma sottostante), risulta provata, in maniera inequivocabile, la funzionalità del coating. I provini rivestiti presentano delle resistenze marcatamente maggiori di quelli non rivestiti. Un altro aspetto molto importante è risultato il fatto che l'applicazione del film in provini che presentano un certo grado di invecchiamento porta a un incremento di resistenza media di quasi il 100% (rispetto a provini analoghi testati in "slow load rate").



Tabella 12 - Grafico sul confronto delle tensioni medie per varie famiglie di provini.

Si passa, dopo queste prime considerazioni, allo studio della distribuzione probabilistica. Infatti, il valore di riferimento per la progettazione risulta essere il frattile della distribuzione probabilistica di Weibull. In particolare, la ASTM E1300-09 raccomanda di considerare il frattile 0.8%, mentre le istruzioni CNR DT 210/2012 considerano il frattile 5%. Nei grafici del paragrafo 4.2.3 si farà riferimento, per pura rappresentazione, del valore richiesto dalla ASTM.

4.2.2 Prove di carico ciclico

A differenza delle precedenti, le prove di carico ciclico son condotte in due fasi:

- Station Controls Basic TestWare 이 찌 뭥 매 ㅋ ㅋ 8· 8 1 8 e · E · × Untitled test Test Name: Basic TestWare Data File: / Channel 100 kN • ГΓ CARICO Control Mode: Master Span Active Mode: CARICO Span Target Setpoint 73 100.00 11111 -10000 1 10000 Amplitude(±) Limits Errors **FFFF**Signals 1 10000 Channels Frequency Reset HZ Interlock 2 1 0.0000 Program 2 Reset/Override 10.000 Gate 2 Wave Shape Compensator C-Stop 1 Ramp Tapered Vone ~ . HSM 100kN Preset -Г 20000 cycles Current cycles Total 2 Peak Detectors 2
- 1. Nel primo step il provino viene sollecitato ciclicamente da una forza.

Figura 4.6 - Interfaccia software carichi ciclici

La forza imposta ha un valore medio $F_m = 1473$ N, mentre i valori limite sono ottenuti sommando a F_m la quantità $F_a = \pm 442$ N. Le tensioni agenti nell'area interna, corrispondenti a questa forza sono $\sigma_m = 50$ MPa, $\sigma_a = 15$ MPa.



Figura 4.7 - Andamento tensioni radiali area interna cella di carico nella prova con CDR.

Il valore della tensione limite $\sigma_{max} = 65$ MPa, è stato scelto considerando i dati della tabella 9, scegliendo cioè un valore elevato ma con una bassa probabilità di causare la rottura in provini

durante i carichi ciclici. Infatti, dalla tabella 13 si evince che solo 2 provini su 12 si sono rotti durante la fase ciclica di carico.

Dopo 20000 cicli si passa alla fase due.

2. Il provino viene testato in maniera quasi statica, in controllo di spostamento, con v_s =0.00069 mm/s.

Le prove hanno fornito i seguenti risultati:

CAMPIONE	ROTTURA DURANTE LE PROVE CICLICHE	Carico a rottura (kN)	sigma resistente a flessione (MPa)	rottura corretta	data misura
CYC_1	no	2.119	72.0	si	28.1.2019
CYC_2	no	2.795	94.9	si	29.1.2019
CYC_3	no	2.995	101.7	si	29.1.2019
CYC_4	no	3.215	109.2	si	30.1.2019
CYC_5	no	5.684	193.0	no	30.1.2019
CYC_6	Si, dopo 4000 cicli				31.1.2019
CYC_7	no	2.165	73.5	si	31.1.2019
CYC_8	Si, dopo 9170 cicli				31.1.2019
CYC_9	no	2.934	99.6	no	31.1.2019
CYC_10	no	2.368	80.4	si	31.1.2019
CYC_11	no	3.851	130.8	si	31.1.2019
CYC_12	no	3.913	132.9	si	31.1.2019

Tabella 13 - Risultati prove CDR per provini testati sotto carichi ciclici

4.2.3 Analisi statistica dei dati: metodo di Weibull

In figura 4.8, viene plottata la probabilità di rottura in funzione della resistenza del vetro. Son messe a confronto le curve di Weibull dei provini NU-slow e AU-slow.

Dal grafico si evince che la retta continua relativa ai campioni nuovi è traslata verso destra rispetto a quella tratteggiata, relativa ai campioni invecchiati naturalmente. Ciò è indice del fatto che ad una data probabilità di rottura corrisponde una resistenza maggiore nel caso dei provini NU. I provini invecchiati presentano dei difetti di dimensione maggiore, a causa di fenomeni quali stress-corrosion, abrasione, sfregatura etc.



Figura 4.8 - Confronto tra due distribuzioni di Weibull di provini invecchiati e nuovi

In figura 4.9 vengono confrontate tre distribuzioni. In particolari le prime due son relative a campioni nuovi senza coating, mentre la terza si riferisce a provini con rivestimento polimerico. La famiglia con film presenta una curva traslata a destra rispetto le altre due. Per una probabilità di rottura del 5%, troviamo una tensione massima, rispettivamente, di: 30 MPa, 47 Mpa, 70 MPa, per provini nuovi senza coating caricati lentamente, nuovi caricati velocemente e con coating.



In figura 4.10 son rappresentate le probabilità di rottura per campioni invecchiati. Anche in questo caso la sperimentazione fornisce risultati molto soddisfacenti sulla funzionalità del rivestimento. La curva relativa ai provini rivestiti è traslata rispetto alle curve di provini invecchiati non ricoperti.



Weibull CDFs for aged glass samples



E' interessante notare che, in generale, i provini invecchiati presentano dei valori più dispersi, rispetto ai provini nuovi, dalla distribuzione cumulata di riferimento. E' infatti più difficile, nel caso dei provini invecchiati naturalmente considerare delle famiglie omogenee per caratteristiche e tipo di danneggiamento.





In base alle prove eseguite con CDR, di particolare interesse, appare lo studio della lunghezza iniziale del difetto che ha provocato la rottura del provino. E' nota, da queste prove, la tensione di rottura.

Ipotizzando un valore di lunghezza iniziale, conoscendo la storia di carico e i parametri v_0 e *n* della (2.1) è stato possibile studiare la propagazione del crack in presenza di stress corrosion.

Considerando che la macchina impone un incremento di carico di 0.15 Mpa/s, si è calcolato tramite la (2.1), per ogni intervallo di tempo di 1 s, il corrispondente valore di K_I , se $K_I > K_S$ si ha un aggiornamento della lunghezza c della fessura che ha delle ripercussioni sulla (1.5). Il valore di ci corretto sarà quello che porta a rottura il provino per un valore di tensione pari a quello trovato sperimentalmente.

v ₀	0.003	m/s
n	16	
F _{max}	2.316	KN
Y	1.120	
σ_{max}	78.65	MPa
σ'	0.15	MPa/s
Ks	0.25	MPa·m ^{1/2}
Kc	0.75	MPa·m ^{1/2}

Tabella 14 - Parametri equazioni calcolo ci



Figura 4.12 – Velocità accrescimento della fessura secondo Evans per un provino sodo calcico.

La lunghezza iniziale del difetto critico risulta essere 5.5 μ m.

4.3 Analisi elementi finiti

Si è provveduto a effettuare un modello FEM che ricreasse la prova di carico con CDR. Sfruttando la assialsimmetria geometrica e dei carichi si è realizzato un modello 2D in ambiente FEAP, lo schema è rappresentato in figura 30.



Figura 4.13 - Schematizzazione prova di carico (dimensioni in mm)

Gli elementi usati sono isoparametrici assialsimmetrici a 4 nodi, con due gradi di libertà, gli spostamenti nel piano dell'elemento. Lo strato di coating è ipotizzato avere una perfetta aderenza al vetro. La mesh è composta da un totale di 107900 elementi, con elementi rettangolari che presentano un rapporto tra i lati mai maggiore di 1:3. In particolare, lo strato polimerico, spesso 50 µm è modellato con tre elementi in verticale per la corretta rappresentazione dello stato tensionale (gli elementi usati presentano delle funzioni di forma lineari, il corrispondente campo deformativo è perciò costante). Il carico puntuale, impresso in corrispondenza dell'anello di carico superiore è ricavato dividendo la forza imposta, che ha provocato la rottura di un provino nella sperimentazione, per 2π . (E' possibile trovare in appendice D il file di input del software).

In figura 4.14, son rappresentate le tensioni radiali, è possibile notare una tensione massima di trazione inferiormente, nel punto di adesione coating-vetro, di 70 MPa, circa quella trovata sperimentalmente. Il coating, con parametri meccanici più bassi del vetro, risulta meno sollecitato. Il valore di modulo elastico del rivestimento è stato determinato tramite prove di trazione e il suo valore è circa E = 1600 MPa. Nel punto di applicazione della forza è presente una amplificazione, dovuto alla caratteristica puntiforme della forza imposta. L'area maggiormente sollecitata è la circonferenza con raggio Ri.



Figura 4.14 - Rappresentazione delle tensioni radiali nella sezione del provino secondo la CDR

In figura 4.15, son rappresentate le tensioni verticali.



Figura 4.15 - Rappresentazione delle tensioni verticali nella sezione del provino secondo la CDR

Per l'orientamento e la giacitura dei difetti, le tensioni circonferenziali risultano, al pari delle tensioni radiali, responsabili della crescita delle fessure. Nell'area maggiormente sollecitata, delimitata dalla circonferenza con raggio R_i , le tensioni radiali e circonferenziali assumono lo stesso valore. E' in questa zona che, teoricamente, si avrà la propagazione instabile.



Figura 4.16 – Contour plot tensioni circonferenziali



Nelle figure 4.17 e 4.18, son diagrammate, le tensioni radiali (Stresses_0) e verticali (Stresses_1).



5 MECCANICA DEL CONTATTO

Il contatto tra due o più oggetti riveste una importanza assoluta per essere un fenomeno quotidiano, critico e dannoso. Il contatto causa degli stress fra le superfici molto grandi, talmente tanto che questi possono causare rotture per frattura, portare allo snervamento oppure, persino indebolire il materiale per fatica. La conoscenza di queste tensioni con un basso margine di errore può essere abbastanza complicato, si vedranno in seguito le teorie seguite nel calcolo.

La resistenza del vetro dipende, in primis, dalla presenza di difetti superficiali. Questi difetti potrebbero essere presenti nel substrato vetroso sia come piccole bolle, derivanti dalle operazioni di finituraproduzione, sia come microfessure causate dal contatto con attrezzi oppure con agenti esterni durante il periodo di messa in opera dell'elemento. Durante le operazioni di produzione si è in presenza di un contatto tra corpi a diverse temperature, mentre nelle altre fasi di vita dell'elemento il contatto è, generalmente, isotermico.

Per studiare questo problema, si ricorre alla tecnica dell'indentazione che prevede una fase di carico e una di scarico. In questo modo, dipendentemente dal carico applicato, il contatto avviene inizialmente in fase elastica-lineare, per poi evolvere in una fase anelastica. Nei materiali fragili la prova può generare delle fratture istantanee.

Nell'ambito delle analisi effettuate, si sono considerati due tipi di indentatore, alla ricerca della geometria che permettesse di sviluppare, a parità di carico imposto, le tensioni di trazione maggiori sulla superficie. La prova di contatto presenta un ulteriore vantaggio che è quello di determinare la resistenza tenendo il provino integro.

I primi studi sulla meccanica del contatto sono attribuiti a Heinrich Hertz che risolse il problema del contatto tra due elementi aventi una certa curvatura. I risultati ottenuti approssimano bene lo schema di contatto elastico tra cilindri e sfere. L'idea alla base dei suoi studi è stata quella di partire dal caso di una forza puntuale che agisce su un semipiano elastico, si estende poi la soluzione al caso di carico distribuito con legge qualsiasi e poi al caso di cilindri a contatto, ipotizzando che la distribuzione delle pressioni sia di tipo ellittico sulla porzione di bordo a contatto.

5.1 Forza concentrata su semipiano elastico

Si consideri una distribuzione di forze perpendicolare al bordo di un semipiano elastico, figura 5.1. La distribuzione è costante lungo lo spessore e di intensità F.



Figura 5.1 - Problema di Boussinesq (forza su semipiano elastico).

La soluzione del problema è nota dalla funzione di Airy:

$$\Phi = -\frac{P}{\pi} \cdot r \cdot \vartheta \cdot sen(\vartheta) \tag{5.1}$$

Le tensioni in coordinate polari son descritte tramite la funzione Φ :

$$\sigma_{r} = \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \Phi}{\partial r} + \frac{1}{r^{2}} \cdot \frac{\partial^{2} \Phi}{\partial \vartheta^{2}}$$

$$\sigma_{\vartheta} = \frac{\partial^{2} \Phi}{\partial r^{2}}$$

$$\tau_{r\vartheta} = -\frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \Phi}{\partial \vartheta} \right)$$
(5.2)

Perciò:

$$\sigma_r = -\frac{2 \cdot P}{\pi} \cdot \frac{\cos(\vartheta)}{r}$$

$$\sigma_\vartheta = \tau_{r\vartheta} = 0$$
(5.3)

Considerata una regione semicircolare di raggio r, questa è in equilibrio se:

$$2 \cdot \int_{0}^{\frac{\pi}{2}} \sigma_{r} \cdot r \cdot \cos(\vartheta) \cdot d\vartheta = -\frac{4 \cdot P}{\pi} \cdot \int_{0}^{\frac{\pi}{2}} \cos^{2}(\vartheta) \cdot d\vartheta = -P$$
(5.4)

Dalle tensioni si ricavano facilmente le deformazioni e per integrazione, imponendo che i punti posti sull'asse x non si spostino lungo y (simmetria, si ricavano gli spostamenti:

$$u = u(\vartheta = 0) = -\frac{2 \cdot P}{\pi \cdot E} \cdot \ln(r) + C_1$$

$$v = v\left(\vartheta = -\frac{\pi}{2}\right) = -\frac{2 \cdot P}{\pi \cdot E} \cdot \ln(r) - \frac{(1+\nu) \cdot P}{\pi \cdot E} + C_1$$
(5.5)

La costante C_l si determina ponendo che per $\theta = 0$ ad una certa distanza r = d lo spostamento sia nullo.

5.2 Carico distribuito su semipiano elastico

Per avere la soluzione in questo caso si applica il principio di sovrapposizione degli effetti di tante forze di intensità $F(\xi) \cdot d\xi$.



Figura 5.2 - Rappresentazione carico distribuito su semipiano elastico

Integrando l'espressione di *v* per $\theta = \pi/2$ e considerando lo spostamento in un punto ad una generica ascissa si ha (*r* = *x*- ξ):

$$\nu(x) = \frac{1}{\pi \cdot E} \cdot \int_{-a}^{a} F(\xi) \cdot \left[2 \cdot \ln\left|\frac{x - \xi}{d}\right| + (1 + \nu)\right] \cdot d\xi$$
(5.6)

5.3 Contatto tra cilindri

La soluzione di Hertz si basa sulle seguenti ipotesi ("Jackson et all, 2013"):

- Materiale omogeneo con diagramma costitutivo elastico lineare, non esiste una tensione di snervamento;
- Tra le due superfici non si sviluppano tensioni tangenziali dovute all'attrito;
- L'area di contatto è limitata tanto che le sue dimensioni son piccole se comparate ai raggi di curvatura degli elementi.
- I solidi sono in equilibrio.

Dato che il cilindro è rigido, non si deforma, la deformata che subisce il bordo libero del piano deve essere cilindrica di raggio *R*:

$$v(x) = \frac{F_0}{a \cdot \pi \cdot E} \cdot \int_{-a}^{a} (a^2 - \xi^2)^{\frac{1}{2}} \cdot \left[2 \cdot \ln\left|\frac{x - \xi}{d}\right| + (1 + \nu)\right] \cdot d\xi$$
(5.7)

Con 2a si indica l'ampiezza del contatto.

Questa espressione deriva dall'applicazione di una distribuzione di carico ellittica alla soluzione trovata al n.5.6. Il problema risulta verificato dimostrando che la deformata è un arco di circonferenza.



Figura 5.3 - Cilindro a contatto su cilindro

$$a = \sqrt{\frac{4 \cdot F \cdot R'}{\pi \cdot E}}$$

$$F_0 = \sqrt{\frac{E \cdot F}{\pi \cdot R'}}$$
(5.8)

Dove con 1/R' si intende il cambio di curvatura delle superfici a contatto, pari a $\frac{1}{R'} = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}$.

Partendo dal contatto elastico tra un semipiano elastico e un indentatore sferico di raggio R, caricato da una forza F, si indichi con la lettera b il raggio di contatto. La superficie del campione caricato si deforma elasticamente, come mostrato in figura.



Figura 5.4 - Distribuzione di pressioni sull'area di contatto ellittica

La relazione carico- spostamento è nota come contatto Hertziano:

$$F = \frac{4}{3} \cdot R^{\frac{1}{2}} \cdot E^* \cdot h^{\frac{3}{2}}$$
(5.9)

Dove: *R* è il raggio dell'indentatore; *E** è il modulo elastico ridotto: $E^* = \frac{1-v_1^2}{E_1} + \frac{1-v_2^2}{E_2}$; *E* e *v* sono, rispettivamente, il modulo elastico e il coefficiente di Poisson, i pedici identificano il semispazio e l'indentatore.

5.4 Indentatore cilindrico

Si consideri il caso di indentatore cilindrico a contatto con un semispazio elastico ("Jackson et all, 2013"). La geometria, visibile in figura viene semplificata in due dimensioni essendo uno stato di deformazione piana. L'area di contatto ellittica degenera in un rettangolo di infinita profondità in direzione trasversale (D_y tende a infinito).



Figura 5.5 - Vista 3D della configurazione di contatto tra indentatore cilindrico e un parallelepipedo

In questa situazione la semilarghezza di contatto è:

$$a = R_x \cdot \left(8 \cdot \frac{W'}{\pi}\right)^{\frac{1}{2}} \tag{5.10}$$

Dove si indica con W' il carico adimensionalizzato: $W' = \frac{w'_z}{E^* \cdot R_x}$, e w'_z il carico per unità di lunghezza.

Il massimo spostamento verticale è:

$$\delta_m = \frac{2 \cdot W' \cdot R_x}{\pi} \cdot \left[\ln\left(\frac{2 \cdot \pi}{W'}\right) - 1 \right]$$
(5.11)

La pressione massima sviluppabile:

$$p_m = E^* \cdot \left(\frac{W'}{2 \cdot \pi}\right)^{\frac{1}{2}} \tag{5.12}$$
5.5 Indentatore rettangolare

Considerato un indentatore parallelepipedo ("Sadd, 2014"),



Figura 5.6 - Contatto indentatore rettangolare e semipiano elastico.

 $u_y = u_{y0} = \text{cost si ha:}$

$$\int_{-a}^{a} \frac{F(\xi)}{x - \xi} d\xi = 0$$
 (5.13)

La soluzione, riguardo la distribuzione del carico è stata trovata da Johnson:

$$f(x) = \frac{F}{\pi \cdot \sqrt{a^2 - x^2}}$$
(5.14)

Dove: F è il carico totale applicato all'indentatore.

Naturalmente il carico di contatto è singolare ai bordi, punti con ascissa $x = \pm a$.



Figura 5.7 - Rappresentazione distribuzione del carico e degli sforzi di taglio sul semipiano. Figura tratta da "Sadd, 2014".

Gli spostamenti sono:

$$u_{x} = -\frac{1-v}{\pi \cdot E} F \cdot \sin^{-1}\left(\frac{x}{a}\right) \qquad x < |a|$$

$$u_{y} = -\frac{2}{\pi \cdot E} \cdot \log\left[\frac{x}{a} + \left(\frac{x^{2}}{a^{2}} - 1\right)^{\frac{1}{2}}\right] + u_{y0} \qquad x > |a|$$
(5.15)

E, *v* sono i parametri meccanici, modulo di Young e coefficiente di contrazione trasversale.

Il campo di tensioni è descritto dalle equazioni:

$$\sigma_{x} = -\frac{2 \cdot F \cdot y}{\pi^{2}} \cdot \int_{-a}^{a} \frac{(x-s)^{2}}{\sqrt{a^{2}-s^{2}} \cdot [(x-s)^{2}+y^{2}]^{2}} \cdot ds$$

$$\sigma_{y} = -\frac{2 \cdot F \cdot y^{3}}{\pi^{2}} \cdot \int_{-a}^{a} \frac{(x-s)^{2}}{\sqrt{a^{2}-s^{2}} \cdot [(x-s)^{2}+y^{2}]^{2}} \cdot ds$$

$$\tau_{xy} = -\frac{2 \cdot F \cdot y^{2}}{\pi^{2}} \cdot \int_{-a}^{a} \frac{(x-s)^{2}}{\sqrt{a^{2}-s^{2}} \cdot [(x-s)^{2}+y^{2}]^{2}} \cdot ds$$
(5.16)

6 STUDIO SULL'EFFICACIA DEL RIVESTIMENTO CONTRO LE AZIONI DA CONTATTO

L'ideazione di una prova che consenta di non distruggere i campioni per testarne la rispondenza a certi requisiti di resistenza può essere considerato uno dei punti cardine dell'industria vetraria. Attualmente, la determinazione della resistenza caratteristica e l'esame della qualità dei prodotti in vetro è effettuata con prove distruttive. I provini son scelti casualmente e testati a rottura.

In queste sperimentazioni si intende valutare il comportamento dell'insieme coating - elemento in vetro. Il modello a cui si farà riferimento è quello che procura i maggiori sforzi di trazione sul substrato vetroso.

Come raffigurato in fig.6.1, esistono vari approcci al problema del contatto fra corpi. Fra questi, solo la modellazione FEM permette di risolvere i complessi casi oggetto di interesse, mentre le soluzioni analitiche (disponibili per casistiche molto semplici) son usate per validare i modelli. Viceversa, i risultati della fotoelasticità sono usati per verificare che il contatto Hertziano rappresenti realisticamente l'andamento sperimentale delle tensioni nei provini.



Figura 6.1 - Schema riassuntivo fasi sperimentazione contatto.

Appare particolarmente interessante sia il confronto della variazione dello stato tensionale nel substrato vetroso rivestito e no, sia il calcolo delle tensioni a cui il layer sarà sottoposto durante il normale impiego. L'ipotesi di base a cui si fa riferimento è sempre di perfetta aderenza tra i due materiali, il rivestimento polimerico sarà in grado di trasmettere il 100% delle tensioni tangenziali al provino.

In seconda fase si analizza la criticità di un elemento vetroso fessurato attraverso il confronto tra il fattore di intensificazione degli sforzi con la tenacità a frattura del materiale (valore critico). Il caso in cui è presente un difetto risulta di grande rilevanza pratica.

I risultati derivanti dai modelli FEM son poi confrontati per studiare gli effetti del coating. In particolare i modelli indagati sono:

- Standard models (modelli che rappresentano il contatto tra indentatore rigido rettangolare/cilindrico e semispazio elastico);
- 1 layer models (contatto tra indentatore rettangolare e provino di vetro rivestito con 1 layer di coating con diversi spessori e caratteristiche meccaniche);
- 3 layers models (il provino vetroso a contatto è rivestito con 3 layer con diversi parametri meccanici, vengono analizzate diverse configurazioni);
- Standard crack model (viene simulato il contatto su un provino in cui è presente una fessura)
- 3 layers crack model (il provino di vetro è rivestito con 3 strati di coating con diversi parametri meccanici, vengono studiate diverse configurazioni).

	E [N/m ²]	v
Indentatore rigido	2E+11	0.3
Provino (semispazio)	7E+10	0.22
Coating	1.6E+09	0.4

I parametri meccanici di indentatore e semispazio, costanti in tutte le analisi, sono:

Tabella 15 - Parametri meccanici elementi simulazioni

Scopo della modellazione, si ripete, essere quello di ricercare il tipo di rivestimento che consente di ridurre nel modo più significativo possibile le tensioni di trazione che si sviluppano nel vetro.

6.1 Modello indentatore cilindrico

La prima geometria analizzata è quella del cilindro su semipiano. I modelli son realizzati tramite il software FEAP [Appendice E]. L'indentatore cilindrico presenta sezione con raggio "r" di valore noto pari a 30 mm. Mentre, le dimensioni geometriche del piano son state fissate in modo da:

- Limitare gli effetti di bordo sul provino, per assimilarlo a un semipiano elastico → stima della dimensione "l";
- Minimizzare lo scarto tra spostamento ottenuto con formule analitiche e modello FEM → Stima altezza "t".

Le dimensioni ottime trovate sono: un valore di semilarghezza "*l*" = 44 mm e di altezza "*t*" = 100 mm. L'offset iniziale tra i due corpi è di 1 µm. I modelli prevedono uno spostamento imposto " u_{y0} ", variabile di modello in modello in modo da avere una forza corrispondente che risulti costante.

In figura 6.2 si rappresenta lo schema geometrico del modello, in tratteggio la configurazione deformata dopo il contatto.



Figura 6.2 - Modello geometrico contatto cilindro semipiano

6.1.1 Modello di riferimento

In questa simulazione FEM il piano vetroso è composto da elementi finiti isoparametrici quadrangolari. Il provino viene diviso in 4 zone caratterizzate da una diversa mesh, in cui quella dove avviene il contatto ha elementi con dimensione molto piccola. Questa suddivisione trova spiegazione nel ridurre il tempo di elaborazione del calcolatore.

Il confronto tra risultati ottenuti con le formule analitiche e quelli ottenuti col FEM ha fornito la seguente tabella:

F [N]	171122.5
E* [N/m ²]	5.51E+10
$\delta_{esatto} \left[m ight]$	1.06E-05
δ _{FEAP} [m]	1.07E-05
Δδ	0.8%
p _{esatto} [N/m ²]	3.16E+08
p _{FEAP} [N/m ²]	3.27E+08
Δр	3.3%
a _{esatto} [m]	3.44E-04
a _{FEAP} [m]	2.75E-04
Δb	-25.2%

Tabella 16 - Confronto valori analitici - numerici nel caso di contatto con indentatore cilindrico

Dove con Δ si intende l'errore percentuale calcolato come: $\Delta = \frac{V_{FEAP} - V_{esatto}}{V_{FEAP}}$, essendo V la grandezza di interesse.

Lo scostamento percentuale tra i valori della semibase di contatto, "*a*", risulta avere una importanza relativa perché viene calcolato confrontando il numero degli elementi effettivamente a contatto nel file di output della configurazione deformata fornito dal programma. Con un errore di misura di +- 25 μ m.

In figura 6.3 è rappresentato l'andamento delle tensioni agenti lungo x.



Figura 6.3 - Contour plot tensioni orizzontali

Evidenziando le aree soggette a sforzi di trazione, si notano le zone cerchiate nell'immagine sottostante soggette agli sforzi massimi. E' questa la peculiarità del contatto Hertziano, infatti, le tensioni massime, dannose per l'elemento, si sviluppano in una zona interna del provino, impossibile da esaminare visivamente. Si nota anche che anche sul substrato del provino si sviluppano delle tensioni che potrebbero causare fenomeni di frattura.



Figura 6.4 - Contour plot tensioni orizzontali di trazione.

Le tensioni agenti lungo y denotano la presenza dell'area di contatto che risulta essere la zona più sollecitata. Queste vanno poi ridistribuendosi fino a diventare trascurabili, data la grandezza del provino.



Figura 6.5 - Contour plot tensioni verticali.

La rappresentazione della differenza tra gli sforzi principali è utile per confrontare, poi, con le immagini fotoelastiche della prova.



Figura 6.6 - Contour plot differenza tra gli stress principali.

6.2 Modello indentatore rigido a sezione rettangolare

La seconda geometria considerata è quella di indentatore a sezione rettangolare a contatto col provino in vetro. In questo caso l'altezza dell'indentatore è "r" = 5 mm, mentre la base è "2r". Diversamente, il provino, affinché possa essere comparato a semipiano elastico, è alto "t" = 25 mm e lungo "l" = 40 mm. Considerato il ridotto spessore degli elementi, pari a 3 mm, si è modellata la prova in stato di tensione piana, oltretutto le condizioni di simmetria hanno permesso la semplificazione realizzando metà modello, come possibile vedere in figura 6.7. Nella stessa figura in tratteggio è evidenziata l'andamento qualitativo della configurazione deformata. Anche in questo caso " u_{y0} " è lo spostamento imposto applicato.



Figura 6.7 - Schema geometrico modello contatto indentatore rettangolare su semipiano elastico.

Riassumendo i parametri geometrici:

r [mm]	30
t [mm]	25
l [mm]	20
offset [mm]	1E-03

Tabella 17 - Costanti geometriche modello di contatto indentatore rettangolare

Le verifiche fotoelastiche sono effettuate con lo stereoscopio Nixon, a cui viene accostato un microtenser trazione/compressione ("MT5000 DUAL LEADSCREW TENSILE TESTER" prodotto dalla Deben UK Limited) che possiede una portata massima di 5 KN. Proprio per questo motivo, tutti i modelli, che corrispondono a metà geometria, son realizzati in modo da ottenere una reazione totale di circa 500N, in modo che questa risulti inferiori alla portata del macchinario.

Il semipiano è diviso in quattro zone, figure 6.8 e 6.9, con diverso numero di elementi per velocizzare l'analisi. In particolare la zona 1, di base 8 mm e alta 6.25 mm, presenta elementi quadrati con lato 50 μ m; nella zona 2 gli elementi presentano base di 75 μ m e stessa altezza della zona 1. Nelle altre due zone le dimensioni vanno aumentando.



Figura 6.8 - Geometria del provino, aree con diversa mesh.



Figura 6.9 - Mesh provino.

6.2.1 Modello di riferimento

Il primo modello con indentatore a sezione rettangolare vede uno spostamento imposto di 15 μ m, a cui corrisponde una forza di 992 N per metà modello.

Come prima verifica viene considerato un punto posto sul substrato vetroso, identificato in figura 6.7 con il numero 1, avente ascissa x_1 , posto sull'area di contatto. I calcoli analitici son condotti in accordo alle formule 5.15.

X1	0.0048	m
Р	-661	N/mm
ux	2.86E-06	m
Uxfeap	2.54E-06	m
Δu _x	-12.90%	

Con Δ si intende quanto visto per il caso di indentatore cilindrico. Mentre P è stato ricavato come forza totale agente divisa per 3 mm (spessore indentatore e semipiano elastico).

La seconda verifica riguarda un punto diverso esterno all'area di contatto, indicato col numero 2 in figura 6.7.

u _{y0}	1.14E-05	m
X ₂	0.0066	m
uγ	8.32E-06	m
Uyfeap	7.37E-06	m
Δu _y	-11.41%	

Il valore di " u_{y0} " risulta diverso dallo spostamento imposto perché sul software avviene una compenetrazione tra i materiali, questo valore dell'ordine del micron risulta essere impossibile da annullare, essendo una sorta di sensibilità del software.

A differenza del caso di indentatore cilindrico, in questa configurazione si sviluppano sforzi di trazione nel substrato molto più elevati, a parità di forza applicata. Come possibile vedere nei contour plot, e ancor meglio nei grafici, è il punto di massima trazione è posto a una ascissa di 0.0072 m.



Figura 6.10 - Contour plot tensioni orizzontali.

Nell'immagine 6.11 si apprezza con maggiore dettaglio la distribuzione degli sforzi agenti in direzione dell'asse x.



Figura 6.11 - Contour plot tensioni orizzontali, particolare.

In figura 6.12 si riporta il contour plot delle tensioni σ agenti lungo l'asse y.



Figura 6.12 - Contour plot tensioni verticali.

Nella figura 6.13 vengono rappresentate le sezioni in cui si è poi diagrammato lo stato tensionale.







Dai diagrammi si evince la presenza del punto in cui agisce la massima trazione orizzontale, posto a una ascissa di 0.0072 m. La tensione rilevata, per uno spostamento di 15 μ m (reazione corrispondente pari a 992 N), è di 6.8 MPa. Valore bel al di sotto, della tensione massima resistente del vetro, ma rapportato al carico imposto, risulta essere un valore non trascurabile.

Una ulteriore prova riguardo la correttezza dei risultati è stata fatta sovrapponendo i risultati trovati in fotoelasticità con quelli calcolati attraverso il FEM. Nelle immagini 6.17 e 6.18 si nota che l'andamento delle frange segue molto bene quello reale, per cui si può concludere affermando la correttezza del modello.



Figura 6.17 - Contour plot differenza tensioni principali.



Figura 6.18 - Immagine della fotoelasticità.

6.2.2 Modelli a uno strato

6.2.2.1 Spessore 100 μm.

In questa modellazione si analizza lo stato tensionale del provino a cui è stato applicato un rivestimento polimerico di altezza 100 μ m. Le caratteristiche del coating e dell'indentatore son note dalla tabella 15. Lo spostamento imposto è 18 μ m, tale da causare una reazione di 978N.

La mesh del provino è realizzata come descritto in precedenza, con in aggiunta lo strato del coating diviso in altezza da 4 file di elementi, come rappresentato in figura 6.19.



Figura 6.20 - Geometria provino rivestito con 1 layer

Nelle figure seguenti, con Stresses_0 (σ_{θ}) e Stresses_1 (σ_{I}) si indicano le tensioni aventi direzione parallela all'asse x (orizzontale) e all'asse y (verticale), rispettivamente.

Nella figura 6.21 viene diagrammato lo stato tensionale sulla sezione, identificata in figura 6.20 come AA. Tramite integrazione delle tensioni verticali si calcola la forza totale imposta $\int_0^{0.005} \sigma(y) dx = F$, queste ovviamente son nulle al di fuori della zona di contatto.



Il coating, a causa del suo modulo elastico, esiguo rispetto a quello del vetro, risulta essere sollecitato in maniera trascurabile al di fuori della zona di contatto.

In figura 6.22, 6.23 e 6.24 si riportano i diagrammi delle tensioni orizzontali e verticali agenti sulle sezioni BB, CC, DD.

In figura 6.25, vengono diagrammate le σ_0 calcolate su una sezione orizzontale a livello del substrato vetroso.











Figura 6.25 - Confronto tra i due modelli visti

MASSIMI VALORI COMPRESSIONE			
Coati	Coating model		
Ascissa punto	0.0046	[m]	
Stress	-5.44E+07	[MPa]	
Standard model			
Ascissa punto	0.005	[m]	
Stress	-1.20E+08	[MPa]	
Differenza		-51%	

Si riassumono i risultati ottenuti dal confronto tra i due modelli (con/senza rivestimento):

MASSIMI VALORI TRAZIONE		
Coating model		
Ascissa punto	0.0076	[m]
Stress	7.00E+06	[MPa]
Standard model		
Ascissa punto	0.0072	[m]
Stress	8.50E+06	[MPa]
Differenza		-18%

Risulta chiara la funzionalità del coating nel ridurre lo stato tensionale sul provino. In particolare, la riduzione significativa dei valori di compressione nel caso di modello rivestito è dovuta alla deformabilità del coating, il quale è in grado di seguire il profilo dell'indentatore, non lasciando uno spigolo vivo a 90°, figura 6.42.

6.2.2.2 Spessore 200 μm

Il modello è analogo al precedente, con l'unica differenza del maggiore spessore del rivestimento pari a 200 μ m. Lo spostamento imposto è 21 μ m,e la forza generata dallo spostamento imposto è pari a 960 N.



Figura 6.26 - Sezione provino rivestito con 2 layers

Le tensioni σ_0 e σ_1 sulle sezioni AA, BB, CC, DD son rappresentate nelle figure 6.27, 6.28, 6.29, 6.30.

In questo paragrafo, non è presente un confronto diretto tra questo modello e quello senza coating, per non appesantire la trattazione. In figura 6.36 è possibile trovare la comparazione tra tutti i modelli di interesse.



Figura 6.27 - Stato tensionale sezione AA.





Figura 6.30 - Stato tensionale sezione DD.

Il confronto tra le tensioni orizzontali significative, agenti sui modelli è riassunto in tabella:

MASSIMI VALORI COMPRESSIONE			
2 Coati	2 Coatings model		
Ascissa punto	0.0041	[m]	
Stress	-4.65E+07	[MPa]	
Standard model			
Ascissa punto	0.005	[m]	
Stress	-1.10E+08	[MPa]	
Differenza		-58%	

MASSIMI VALORI TRAZIONE		
2 Coatings model		
Ascissa punto	0.008	[m]
Stress	6.50E+06	[MPa]
Standard model		
Ascissa punto	0.0072	[m]
Stress	8.50E+06	[MPa]
Differenza		-24%

Similmente al modello con spessore 100 μ m, anche in questo caso la diminuzione delle tensioni è cospicua.

6.2.2.3 Spessore 300 μm

In questo caso lo spessore totale dello strato è 300 μ m. Lo spostamento imposto è 25 μ m, tale da generare una reazione di 990 N. L'economicità del processo di produzione del coating, rende questa geometria abbastanza realistica.

La rigidezza molto bassa del coating, come già detto in precedenza, accompagna il profilo dell'indentatore, impedendo lo sviluppo di quella singolarità tensionale trovata nella trattazione teorica. Il sistema rivestimento-vetro che lavora in parallelo, nel caso di sforzi orizzontali, permette una ridistribuzione delle tensioni tra i due materiali. Sollecitando maggiormente quello più rigido, che possiede maggiori resistenze.

Si riporta in figura 6.31, la geometria del modello in analisi, con indicate le sezioni in cui interessa conoscere lo stato tensionale.



Figura 6.31 - Sezione provino rivestito con 3 layers





Figura 6.32 - Stato tensionale sezione AA.



Figura 6.34 - Stato tensionale sezione CC.



Un confronto diretto, tra le tensioni orizzontali agenti nel substrato vetroso, per il modello definito "Standard" e il "3 coatings model" è riportato nelle tabelle sottostanti.

MASSIMI VALORI COMPRESSIONE		
3 Coati	ngs model	
Ascissa punto	0.0037	[m]
Stress,0	-4.48E+07	[MPa]
Standard model		
Ascissa punto	0.005	[m]
Stress,0	-1.20E+08	[MPa]
Differenza		-59%

MASSIMI VALORI TRAZIONE			
3 Coati	3 Coatings model		
Ascissa punto 0.0085 [m]			
Stress,0	6.30E+06	[MPa]	
Standard model			
Ascissa punto	0.0072	[m]	
Stress,0	8.50E+06	[MPa]	
Differenza		-26%	

In figura 6.36, si confrontano le σ 0 agenti sul substrato vetroso, nei vari modelli. Emerge evidentemente una riduzione (1 ordine di grandezza) della singolarità tensionale nel punto all'estremità del contatto (x=0.005 m). La diminuzione interessa non solo le tensioni compressive, ma anche quelle di trazione. Un altro argomento di interesse è che il punto relativo alla massima compressione, oltre a decrescere in valore, si sposta progressivamente nei modelli, fino a uniformarsi nel modello con coating spesso 300 µm, lungo tutta la zona di contatto.



In figura 6.37, si confrontano le tensioni orizzontali agenti all'estremità del coating. L'andamento delle curve è molto simile nei vari modelli.



In figura 6.38 son confrontate le tensioni verticali agenti sui vari modelli in corrispondenza della sezione orizzontale AA. Le curve risultano sovrapporsi perché la forza imposta nei modelli è molto simile



Figura 6.38 - Confronto s1 sezione AA

6.2.2.4 Spessore 100 μm con differenti proprietà elastiche

In questo paragrafo si studierà l'influenza del modulo elastico del rivestimento sulla riduzione delle trazioni nel vetro. I seguenti coating, oltre quello dei modelli precedenti, son presi in considerazione:

	E [N/m²]	v
Coating 2	8.0E+08	0.4
Coating 3	3.2E+09	0.4

Tabella 18 - Parametri meccanici materiali usati per testare nuove configuazioni di rivestimento

In figura 6.39 si mostrano gli stresses_0 agenti sulla sezione AA di figura 6.20, quindi relativa al rivestimento. E' evidente una riduzione degli sforzi di compressione tra i modelli, mentre sulle trazione non si hanno variazioni apprezzabili.



Figura 6.39 - Confronto s0 in modelli con uno strato di coating ma diverso modulo elastico.

In figura 6.40 è effettuato un confronto analogo al precedente ma la sezione è effettuata in corrispondenza del vetro.



Figura 6.40 - Confronto SO sezione BB.

MASSIMI VALORI COMPRESSIONE			
Coating model "E = 1.6e9 N/m ²			
Ascissa punto	0.0046	[m]	
Stress,0	-5.44E+07	[MPa]	
Coating model "E _{coating2} =0.8e9 N/m2"			
Ascissa punto	0.0046	[m]	
Stress,0	-4.91E+07	[MPa]	
Differenza		-10%	
Coating model "E _{coating3} =3.2e9 N/m2"			
Ascissa punto	0.0046	[m]	
Stress,0	-5.75E+07	[MPa]	
Differenza		6%	

La differenza è calcolata prendendo come riferimento il "coating model $E = 1.6e9 \text{ N/m}^2$ ". Nel caso degli sforzi di trazione non si hanno particolari benefici.

6.2.3 Modelli a tre strati

Con questo nuovo ciclo di prove si è deciso di indagare l'effetto che avrebbe sul provino vetroso un rivestimento, di 3 strati spessi 100 µm, realizzato con 3 polimeri aventi diverso modulo elastico.

I parametri riassunti in tabella:

	E [N/m ²]	v
Indentatore rigido	2E+11	0.3
Provino (semispazio)	7E+10	0.22
Coating	1.6E+09	0.4
Coating 2	0.8E+09	0.4
Coating 3	3.2E+09	0.4

Si riportano le varie geometrie utilizzate:



Figura 6.41 - Schematizzazione geometrica dei modelli rivestiti spessi 300 μm



Figura 6.42 - Particolare configurazione deformata



Le differenze tra gli stati tensionali calcolate nel coating, lungo la sezione AA, son riportate nelle tabelle sottostanti:

MASSIMI VALORI COMPRESSIONE			
Constant model			
Ascissa punto	0.005	[m]	
Stress,0	-4.45E+07	[MPa]	
Model with decreasing E			
Ascissa punto	0.005	[m]	
Stress,0	-3.43E+07	[MPa]	
Differenza		-23%	
Model with increasing E			
Ascissa punto	0.005	[m]	
Stress,0	-7.27E+07	[MPa]	
Differenza		+63%	

Con questa nuova modellazione si verificano le osservazioni fatte in precedenza, infatti, uno strato più rigido in superficie fa si che l'angolo θ , in figura 6.42, tenda al valore critico di 90°.



In figura 6.44, son confrontate le tensioni σ_0 in una sezione orizzontale all'incirca nella mezzeria dello strato polimerico.

Figura 6.44 - Confronto s0 lungo la sezione CC.

Il confronto tra gli stress orizzontali agenti all'interfaccia coating-vetro son visibili in figura 6.45.



Figura 6.45 - Confronto s0 lungo la sezione BB.

Il maggior beneficio lo si ottiene nella riduzione degli sforzi compressivi, per cui, il vetro possiede una grande resistenza.

MASSIMI VALORI COMPRESSIONE		
Constant model		
Ascissa punto	0.0037	[m]
Stress,0	-4.48E+07	[MPa]
Model with decreasing E		
Ascissa punto	0.0037	[m]
Stress,0	-4.70E+07	[MPa]
Differenza		5%
Model with increasing E		
Ascissa punto	0.0037	[m]
Stress,0	-4.65E+07	[MPa]
Differenza		4%

Mentre, le trazioni appaiono di valore maggiore nei casi dei rivestimenti con diverse proprietà meccaniche. L'incremento percentuale molto basso, non permette di fare dei confronti, in quanto si deve considerare che la forza totale imposta all'indentatore nei tre casi, non è perfettamente coincidente.

MASSIMI VALORI TRAZIONE			
Constant model			
Ascissa punto	0.0085	[m]	
Stress,0	6.30E+06	[MPa]	
Model with decreasing E			
Ascissa punto	0.0044	[m]	
Stress,0	6.66E+06	[MPa]	
Differenza		6%	
Model with increasing E			
Ascissa punto	0.0046	[m]	
Stress,0	6.59E+06	[MPa]	
Differenza		5%	


In figura 6.46 si confrontano le tensioni verticali agenti sulla sezione orizzontale AA.

6.2.4 Modello di riferimento con crack

Un ulteriore passo avanti nella modellazione è stato raggiunto con l'aggiunta di una fessura nel punto in cui, nei casi precedenti, si trovava il massimo sforzo di trazione. Gli elementi usati in questo caso sono elementi triangolari CST isoparametrici con funzione interpolante gli spostamenti di ordine lineare. La mesh, figura 6.47, è stata ottenuta col software Gmsh.

In particolare, il criterio di modellazione adottato è di imporre, in certi punti specifici del modello, la dimensione del lato dell'elemento triangolare equilatero. Il software tramite un algoritmo di meshatura fa variare le dimensioni degli elementi all'interno del semipiano progressivamente in base ai valori assegnati.

Segue una tabella con indicazione dei punti, visibili in figura 6.47, e delle dimensioni assegnate agli elementi in quei punti.



Figura 6.47 - Mesh per lo studio dell'intensificazione degli sforzi nell'intorno della fessura

Le dimensioni geometriche del crack sono:

Geometria fessura	
Altezza [µm]	400
Semilarghezza all'apice [µm]	50

In figura 6.48 è visibile la distribuzione delle tensioni orizzontali.



Figura 6.48 – Contour plot tensioni orizzontali

In figura 6.49 viene rappresentato un particolare della 6.48. In questa immagine si apprezza l'intensificazione degli sforzi all'apice del difetto.

-1.0e+08 -9e+7	-8e+7	-7e+7 -6e+	7 -5e+7	-4e+7	51 -3e+7 1	tresses 0 (-2e+7	N/m2) -1e+7	0	1e+7	2e+7	3e+7	4e+7	5e+7	6.5e+07
		Inte sfo	ensific rzi	cazior	ne de	egli								

Figura 6.49 - Contour plot tensioni orizzontali, particolare



In figura 6.50, il contour plot delle tensioni verticali.

Figura 6.50 - Contour plot tensioni verticali, particolare

In figura 6.51, si fa il confronto tra il modello semplice (descritto al paragrafo 8.2.1.1) e il nuovo modello col crack. Son confrontate le tensioni orizzontali agenti su una sezione orizzontale passante per il substrato vetroso.

Il modello con la fessura, più deformabile, rispetto all'altro, presenta una singolarità tensionale meno severa. I risultati, son riassunti nelle tabelle sottostanti.

TENSIONI ASSE DI SIMMETRIA				
Standa	ard model			
Ascissa punto	0	[m]		
Stress,0	-3.95E+07	[MPa]		
Model with CRACK				
Ascissa punto	0	[m]		
Stress,0	-4.50E+07	[MPa]		
Differer	+14%			

MASSIMI VALORI COMPRESSIONE				
Standard model				
Ascissa punto	0.005	[m]		
Stress,0	-1.20E+08	[MPa]		
Model with CRACK				
Ascissa punto	0.005	[m]		
Stress,0	-1.41E+08	[MPa]		
Differer	+18%			



Figura 6.51 - Confronto tensioni modello con/senza fessura

Altrettanto interessante è risultato confrontare le tensioni orizzontali agenti sul substrato vetroso, del modello senza crack, e quelle agenti sulla sezione orizzontale passante per il crack tip (figura 6.52). Nella tabella seguente son riportati i massimi valori di σ_0 in accordo alla figura 6.52.

MASSIMI VALORI TRAZIONE				
Standard model				
Ascissa punto	0.0072	[m]		
Stress,0	8.50E+06	[MPa]		
Model with CRACK				
Ascissa punto	0.0072	[m]		
Stress,0	2.36E+07	[MPa]		
Differenza		178%		



Figura 6.52 - Confronto tensioni modello con/senza fessura

6.2.5 Modelli a tre strati con crack

La modellazione prosegue con la rappresentazione degli effetti di 3 layer di rivestimento nel provino con la fessura. Si analizzano gli stessi casi visti precedentemente.

Particolarmente significativa, per poter fare un diretto confronto coi modelli visti, è la tabella 14, in cui si riassumono le reazioni totali. Tutti i modelli prevedono uno spostamento imposto variabile in modo da ottenere un valore simile di carico per i diversi modelli considerati (992 N).

Model type	Forza totale F _j [N]	u _{y0} [µm]
Standard model (8.2.1.1)	992	15
3 layers no crack model (8.2.2)	990	25
3 layers crack model	1117	28
Crack decreasing model	1046	28
Crack increasing model	1033	28
	Model type Standard model (8.2.1.1) 3 layers no crack model (8.2.2) 3 layers crack model Crack decreasing model Crack increasing model	Model typeForza totale Fj [N]Standard model (8.2.1.1)9923 layers no crack model (8.2.2)9903 layers crack model1117Crack decreasing model1046Crack increasing model1033

Tabella 19 - Confronto reazioni totali modelli

Con F si indica la forza totale calcolata alla base del semipiano.

Non è stato possibile ridurre ulteriormente gli scarti, per una questione di sensibilità del software.

In figura 6.53 si riporta la geometria della mesh, simile a quella del paragrafo 6.2.4, ma con aggiunto il rivestimento polimerico. I layer son meshati attraverso degli elementi triangolari CST, ugualmente al semipiano. Il particolare ordine assegnato si è reso necessario per far coincidere perfettamente i nodi degli elementi quadrangolari, mesh indentatore rigido, con quelli dei CST, diversamente il software forniva in output degli errori di calcolo.



Figura 6.53 - Particolare vista fessura, mesh modello con 3 layer.

La figura 6.54 rappresenta le sezioni di interesse per il calcolo dello stato tensionale.



Figura 6.54 - Geometria provino con 3 layer di coating e crack, particolare sezioni.

Nelle immagini seguenti vengono diagrammati gli sforzi orizzontali agenti sulle sezioni AA, BB, EE.





Dal diagramma in figura 6.55, si osserva che i casi in cui il contatto avviene tra indentatore e coating siano molto meno sollecitati. Il modello "crack decreasing model" risulta essere quello con le sollecitazioni maggiori rispetto ai modelli analoghi rivestiti.

Un altro fattore di interesse è rappresentato dal fatto che i modelli con coating risentono meno, rispetto ai modelli senza, della singolarità tensionale.

Il grafico in figura 6.56, presenta il confronto tra gli sforzi verticali, l'area sottesa dalla curva rappresenta la forza totale impressa dall'indentatore. Come si nota, da una prima analisi visiva, le aree sottese son molto simili. Il modello senza rivestimento, è dimostrato nuovamente, risentire particolarmente della singolarità.







SFORZI APICE CRACK				
Standard crack n	nodel (riferir	mento)		
Ascissa punto 0.0072 [m]				
Stress,0	2.37E+07	[MPa]		
Crack decreasing model				
Ascissa punto	0.0072	[m]		
Stress,0	1.60E+07	[MPa]		
Differen	-32%			
Crack incre	I			
Ascissa punto	0.0072	[m]		
Stress,0	1.66E+07	[MPa]		
Differen	-30%			
3 layers o				
Ascissa punto	0.0072	[m]		
Stress,0	1.76E+07	[MPa]		
Differen	-26%			

La diminuzione degli sforzi all'estremità del crack, fino al 32%, dimostra la funzionalità del rivestimento nel ridurre la concentrazione degli sforzi all'apice della cricca e quindi nel migliorare le prestazioni meccaniche del vetro. E', perciò, possibile affermare che l'applicazione del coating sui bordi di un elemento strutturale in vetro fornisce l'incremento della sua vita utile.

7 CONCLUSIONI E SVILUPPI FUTURI

Un rivestimento polimerico è stato sviluppato e testato, nella presente tesi, per inibire il fenomeno di tenso-corrosione e per limitare le concentrazioni di sforzi, dovuti a pressioni di contatto, sui bordi di elementi strutturali in vetro.

Nella prima parte della tesi, un coating idrofobo, impermeabile e con elevate proprietà adesive è stato sviluppato per prevenire il fenomeno di tenso-corrosione del vetro. La sua efficacia è stata verificata tramite analisi sperimentali con l'ausilio di una configurazione di prova a doppio anello concentrico. L'incremento delle prestazioni meccaniche del vetro è stato appurato per i provini ricoperti sia nuovi che invecchiati naturalmente. La resistenza a trazione per una probabilità di rottura dello 0.8% ha subito un aumento del 92% per i vetri nuovi e del 62% per i vetri invecchiati. L'applicazione sul substrato vetroso del rivestimento sviluppato ha molti vantaggi rispetto ad altri metodi utilizzati per incrementare la resistenza del vetro. In particolare, la formulazione chimica del coating è priva di solventi, è in grado di reticolare molto velocemente, potrebbe essere impiegata facilmente in un processo continuo di produzione del vetro, richiede poca energia per la sua produzione e reticolazione.

La seconda parte del lavoro è incentrata sullo studio delle proprietà geometriche e meccaniche di un coating, che applicato sui bordi di elementi strutturali in vetro, possa ridurre le pressioni di contatto.

Le simulazioni numeriche hanno evidenziato come cambiano le tensioni di contatto sul bordo del vetro al variare dello spessore e del modulo elastico del rivestimento. La condizione ottimale, in termini di riduzione delle sollecitazioni, risulta essere quella di un coating avente uno spessore di 300 µm e caratteristiche meccaniche costanti lungo il suo spessore. Un rivestimento con questo spessore ha reso possibile un abbattimento delle tensioni di trazione superiore al 32%, rispetto al modello non rivestito.

Dato che, nella presente tesi, l'efficacia del coating nel prevenire il fenomeno di fatica statica è stata dimostrata esclusivamente per rivestimenti non invecchiati, ulteriori analisi saranno necessarie. Infatti, un elemento in vetro subisce, durante la sua vita, danni causati dall'impatto di oggetti, particelle e agenti atmosferici che causano l'usura e l'abrasione della superficie. Pertanto, provini ricoperti dovranno essere sottoposti a test di abrasione con caduta di sabbia, a cicli termici e a radiazioni UV come proposto dalla normativa EN ISO 16474-3. Infine, sarà necessario effettuare ulteriori prove a carico ciclico sui campioni rivestiti, in modo da studiare l'effetto dell'invecchiamento del coating da azioni meccaniche. Infatti, la flessione ciclica degli elementi in vetro potrebbe condurre alla formazione di micro-fessure sulla superficie del rivestimento, riducendo il suo effetto di barriera al vapore.

BIBLIOGRAFIA

American Society for Testing and Materials International, 2013, C1499-09. "Standard Tet Method for Monotonic Equibiaxial Flexural Strength of Advanced Ceramics at Ambient Temperature". West Conshohocken.

Bos F., Louter C., Nijsse R. and Veer F., 2012, "Challenging Glass 3: Conference on Architectural and Structural Applications of Glass", IOS Press BV, Amsterdam, pp. 69-71.

Bradt R. C., 2011, "The Fractography and Crack Patterns of Broken Glass", Journal of Failure Analysis and Prevention 11, 79-96.

Bradt R. C., Hasselman D. P. H., Lange F. F., 1974, "Fracture Mechanics of Ceramics", Plenum Press, New York.

Carpinteri A, 2017, Mechanics of fracture in *"Advanced structural mechanics"*, CRC Press, Taylor & Francis Group, Boca Raton, USA.

Charles R.J. and Hillig W.B., 1962, "The kinetics of Glass Failure by Stress Corrosion", Union scientifique continentale du verre, Charleroi, Belgique.

Consiglio Nazionale delle Ricerche, 2013, "Istruzioni per la Progettazione, l'Esecuzione ed il Controllo di Costruzioni con Elementi Strutturali di Vetro", Roma.

Datsiou K. C. and Overend M., 2017, "Artificial Ageing of Glass with Sand Abrasion", Construction and building materials 142, 536-551.

European Committee for Standardization, 2002, EN 1260. "Glass in building – Procedures for goodness of fit and confidence intervals for Weibull distributed glass strength data". Brussels.

Evans A. G. and Fuller E. R., 1974, "Crack propagation in Ceramic Materials Under Cyclic Loading Conditions", Metallurgical Transactions 5 (January 1974), 27-33.

Forzano S., 2018, "Polimeri fotoreticolari per rivestimenti idrorepellenti per vetro", Tesi di laurea magistrale, Politecnico di Torino.

Gurney C. and Pearson S., 1947, "Fatigue of Mineral Glass under static and cyclic loading", Proceeding of the Royal Society of London, Series A, Mathematical and Physical Sciences 192(1031), 537-544.

Jackson R. L., Ghaednia H., Lee H., Rostami A., and Wang X., 2013, Contact Mechanics, in "*Tribology for Scientists and Engineers*", Chap. 3. Springer New York.

Le Bourhis E., 2014, "Glass: Mechanics and Technology", Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, Germany.

Michalske T. A., 1977, "The Stress Corrosion Limit: It Measurements and Implications", Fracture Mechanics of Ceramics 5, 277-289.

Michalske T. A. and Freiman S. W., 1983, "A Molecular Mechanism for Stress Corrosion in vitreous Silica", Journal of the American Ceramic Society vol.66, 284-288.

Overend M., 2010, "Recent development in design methods for glass structures", The Structural Engineer, IStructE- Journal-issue-88.

Pulker H. K., 1999, "Coatings on Glass", Elsevier science B.V., Amsterdam, Netherlands.

Sadd M. H., 2014, "*Elasticity: Theory, Applications, and Numerics*", Academic Press (Elsevier), Oxford, GB.

Tonnella E., 2010, "Risposta di elementi stratificati inflessi e prove di indentazione", Tesi di laurea magistrale, Politecnico di Milano.

Vandebroek M., Belis J., Louter C. and Caspeele R., 2013, "Influence of the load history on the edge strength of glass with arrised and ground edge finishing", Engineering Fracture Mechanics 104, 29-40.

Varshneya A. K., 1994, "Fundamentals of Inorganic Glasses", Academic Press Limited, London. [ISBN 0-12-714970-8]

Weibull W., 1939, "The Phenomenon of Rupture in Solids", Generalstabens Litografiska Anstalts Forlag, Stockholm.

Wiederhorn S. M., 1967, "Influence of Water Vapor on Crack Propagation in Soda-Lime Glass", Journal of the American Ceramic Society 50 (8), 407-414.

Wiederhorn S.M. and Bolz L. H., 1970, "*Stress Corrosion and Static Fatigue of Glass*", Journal of the American Ceramic Society vol. 53 (10), 543-548.

Wiederhorn S.M., Johnson H., Diness A. M. and Heuer A. H., 1974, "Fracture of Glass in Vacuum", Journal of the American Ceramic Society vol. 57 (8), 336-341.

Yi K. S., Dill S. J. and Dauskardt R. H., 1997, "Subcritical crack Growth in glasses under cyclic loads: effect of hydrodynamic pressure in aqueous environments", Acta Mater 45 (7), 2671-2684.

APPENDICI

A. CARATTERIZZAZIONE STATISTICA: IL METODO DI WEIBULL

Riprendendo quando scritto nell'introduzione, cioè che la rottura è di tipo stocastico si userà la distribuzione statistica di Weibull per trattare i dati sperimentali.

Preso un elemento, avente una dimensione trascurabile rispetto alle altre 2, si considera la sua area suddivisa in un gran numero di elementi d'area dA a ciascuno dei quali è associata una propria resistenza a trazione. La frattura si ha nel momento in cui collassa, anche solo un elemento dA. La probabilità che si rompa è strettamente legata alla presenza di un difetto che risulti critico.

Si assimileranno i difetti esistenti sulla superficie a cricche piane disposte ortogonalmente alla superficie stessa. Mentre la resistenza del vetro sarà misurata in termini di tensione media presente sull'elemento. Supponendo assenza di fatica statica, la fessura propagherà quando la componente di tensione in direzione normale supera il massimo sforzo monoassiale medio in un elemento con la cricca dominante disposta ortogonalmente all'asse di sollecitazione.

Sia la dimensione che la densità e l'orientazione delle cricche sulle superfici possono essere interpretate con distribuzione statistiche. Secondo l'impostazione di Weibull, il numero medio di cricche nell'unità d'area con resistenza minore di σ_{IC} è

$$N(\sigma_{IC}) = \left(\frac{\sigma_{IC}}{\sigma_0^*}\right)^{m^*}$$

I parametri m^{*} e σ_0^* dipendono dalla tenacità a frattura e dalla distribuzione statistica delle dimensioni di cricca sulla superficie. Elevato valore di m^{*} indica bassa dispersione delle resistenze meccaniche, corrispondente a una difettosità omogenea del campione di prova.

Ipotizzando che tutte le porzioni della superficie A abbiano stessa probabilità di contenere delle cricche e che per tali cricche superficiali tutte le orientazioni abbiano la stessa probabilità di essere presenti (difettosità omogenea e isotropa), la probabilità di frattura è:

$$P = 1 - exp\left\{-\int_{A}^{A} \left[\frac{1}{\pi}\int_{0}^{\pi} N(\sigma_{\perp})d\psi\right]dA\right\}$$

Avendo indicato con σ_{\perp} lo sforzo di trazione medio ortogonale alla cricca.

TRATTAZIONE STATISTICA

Weibull (1939), sviluppò una teoria per lo studio della rottura dei materiali fragili. La probabilità che la rottura avvenga in un dato elemento soggetto a una distribuzione tensionale uniforme, è assunta essere funzione di una variabile "x" dipendente dai 3 sforzi principali.

Nel caso di un solido di forma qualsiasi, omogeneo e soggetto a un carico qualsiasi, la probabilità che il carico ultimo non venga raggiunto è uguale alla probabilità che non si abbia rottura in nessuna parte. Se immaginiamo l'elemento diviso in n elementini per i quali le proprietà individuali di rottura sono S1, S2... Sn, si trova che la probabilità di rottura dell'elemento intero è:

$$1 - S = (1 - S_1) \cdot (1 - S_2) \cdot \dots \cdot (1 - S_n)$$

Questa è l'equazione fondamentale per i materiali regolari. Più nel dettaglio, se per tutti gli elementi individuali la probabilità SI è pari a una costante S0 si ha:

$$1 - S = (1 - S_0)^n$$

Per elemeni infinitamente piccoli S0 diventa anche essa infinitesima. In questo caso la relazione sopra diventa:

$$S = n \cdot S_0$$

Questa equazione sancisce che la probabilità di rottura è direttamente proporzionale alla grandezza (volume, superficie dipendentemente dal problema analizzato) dell'elemento. Di conseguenza, é possibile scrivere la funzione di distribuzione per un volume infinitamente piccolo dV potrebbe essere scritta come:

$$S_0 = f(x) \cdot dV$$

Essendo dV infinitamente piccolo, dovrà risultare f(x) finito.

Introducendo il logaritmo nell'equazione 1, si ottiene:

$$\log(1-S) = \sum_{i=1}^{n} \log(1-S_i)$$

Se n aumenta indefinitamente, Si converge a 0. Quindi si trova:

$$\log(1-S) = -\int f(x) \, dV$$

La f(x) è determinata in base all'omogeneità del materiale. Conseguentemente, essa varia da punto a punto in un materiale anisotropo. Se questa distribuzione è nota, come anche la distribuzione delle tensioni all'interno del materiale, si definisce il rischio di rottura "B" pari a:

$$B=\int f(x)\,dV$$

Riscrivendo la funzione di distribuzione in accordo alla eq.7:

$$S = 1 - e^{-\int f(x) \, dV}$$

Per un solido isotropo soggetto a una tensione uniforme, è possibile scrivere:

$$S = 1 - e^{-V \cdot f(x)}$$

Il calcolo delle caratteristiche di resistenza di un elemento inizia proprio col calcolo di B. La trattazione statistica afferma che le proprietà resistenti non possono essere espresse da un valore univoco, infatti questo cambia da provino a provino, tant'è vero che il punto da cui si origina la fessura non coincide sempre con quello soggetto teoricamente alle sollecitazioni maggiori. Sia la posizione del difetto critico che il valore numerico esprimente la resistenza seguono una legge statistica. La probabilità di rottura espressa dalla eq.9 rappresenta la probabilità totale indipendente dal punto in cui inizia a propagare la fessura. Questo concetto si applica anche ai casi in cui la fessura propaga in un punto diverso da quello in cui si hanno i massimi sforzi.

Se chiamiamo con sigma il massimo valore che la tensione x raggiunge in ogni punto del solido, mentre ξ,η,ζ sono le coordinate di volume per indicare il generico elementino dV. E' possibile scrivere:

$$x = \sigma \cdot t(\xi, \eta, \zeta)$$

Dopo l'introduzione di x, ipotizzando che t vari in funzione di σ , possiamo esprimere il rischio di rottura come:

$$B = \int f(\sigma, t) \cdot dV = f_1(\sigma)$$

E la funzione di distribuzione ora dipende soltanto dalla variabile indipendente σ :

$$S = 1 - e^{-f_1(\sigma)}$$

Si assume ora che la resistenza ultima è raggiunta per un valore di $\sigma=\sigma_b$. Ciò significa asserire che quando σ_b è raggiunto, la funzione f₁ aumenta improvvisamente da 0 a infinito. Questo valore di σ_b potrebbe essere calcolato come la media aritmetica, che può essere calcolata dalla funzione di distribuzione σ .

$$\sigma_b = \int_0^\infty e^{-f_1(\sigma)} d\sigma$$

DENSITA' DI FESSURE

Per materiali caratterizzati dalla presenza di irregolarità, difetti, fori, si origina una intensificazione degli sforzi, risulta utile calcolare la probabilità di rottura e la tensione ultima.

Risulta chiaro che nel caso in cui la costante m tende a infinito, la densità di fessure in un punto risulta essere anche essa infinito, la rottura, perciò, si origina nel punto in cui lo sforzo raggiunge il suo valore massimo. Nel caso in cui m assuma un valore ben preciso, anche la densità di crack assume un valore finito, in questo caso la rottura potrebbe originarsi in una parte del corpo con uno stato tensionale minore di quello massimo. Un altro motivo, di pratica importanza per il testaggio dei materiali, è di eliminare l'influenza esercitata dalla concentrazione delle tensioni sulla distribuzione di probabilità.

Si immagini il solido diviso in due parti. La distribuzione di probabilità per queste due parti, considerate separatamente, potrebbe essere S1 e S2, e S'1 e S'2 per le parti considerate appartenenti al solido. In modo più comprensibile, si chiamino le prime "teoriche" e le seconde empiriche. Invece, con S12 si indichi la distribuzione del provino intero.

$$1 - S_{12} = (1 - S_1) \cdot (1 - S_2)$$
$$S_{12} = S_1 + S_2 - S_1 \cdot S_2$$

Le funzioni empiriche potrebbero essere calcolate delle teoriche, assumendo che le funzioni non dipendono dallo stress σ (che potrebbe variare nelle due parti del volume), ma di una variabile comune indipendente "x", per esempio la forza di trazione applicata al campione.

Per un elemento infinitesimo la probabilità che si rompa sia dS1 e dS'1, rispettivamente quella teorica e quella empirica Naturalmente, se nessuna rottura dovesse avvenire nella parte 2, dS1=dS'1.

In realtà, quando la forza raggiunge il valore x, i campioni S2 son già rotti nella parte 2, così che solo 1-S2 rimangono intatti. Quindi si ha:

$$dS'_{1} = (1 - S_{2}) \cdot dS_{1}; \ dS'_{2} = (1 - S_{1}) \cdot dS_{2}$$
$$S'_{1} = \int (1 - S_{2}) \cdot dS_{1}; \ S'_{2} = \int (1 - S_{1}) \cdot dS_{2}$$

Se S1 e S2 son noti, S'1 e S'2 potrebbero essere calcolati. Il problema inverso, più interessante, consiste nel calcolare le distribuzioni teoriche da quelle empiriche. Invertendo le relazioni trovate:

$$d(1 - S'_1) = (1 - S_1) \cdot (1 - S_2) \cdot d(\log(1 - S_1))$$
$$d(1 - S'_1) = (1 - S_{12}) \cdot d(\log(1 - S_1))$$

$$S'_{1} + S'_{2} = \int (1 - S_{2}) \cdot dS_{1} + \int (1 - S_{1}) \cdot dS_{2} = S_{1} + S_{2} - S_{1} \cdot S_{2} = S_{12}$$
$$d(1 - S'_{1}) = (1 - S'_{1} - S'_{2}) \cdot d(\log(1 - S_{1}))$$

Si ottiene infine:

$$\begin{cases} d(\log(1-S_1)) = \frac{d(1-S_1')}{1-S_1'-S_2'} \\ d(\log(1-S_2)) = \frac{d(1-S_2')}{1-S_1'-S_2'} \end{cases}$$

Da queste equazioni si ottiene:

$$\frac{d(\log(1-S_1))}{d(\log(1-S_2))} = \frac{d(1-S_1')}{d(1-S_2')}$$

Infine:

$$S_1 = 1 - e^{-V_1 \cdot z_1}; S_2 = 1 - e^{-V_2 \cdot z_2}$$
$$z_1 = \left(\frac{\sigma_1 - \sigma_{u1}}{\sigma_{01}}\right)^{m_1}; z_2 = \left(\frac{\sigma_2 - \sigma_{u2}}{\sigma_{02}}\right)^{m_2}$$

Si ottiene per queste distribuzioni elementari:

$$\log(1 - S_1) = -V_1 \cdot z_1$$
; $\log(1 - S_2) = -V_2 \cdot z_2$

B. ELEMENTO A 4 NODI ISOPARAMETRICO

Un elemento isoparametrico è un particolare elemento finito che presenta stesse funzioni di forma per l'approssimazione della forma geometrica e degli spostamenti. Questi tipi di elementi provengono da un elemento parent (a destra in figura 22), posto in un sistema di coordinate naturale, che tramite una funzione di trasformazione χ si trasforma nell'isoparametrico vero e proprio detto elemento real.

In particolare l'elemento a 4 nodi con funzioni lineari è rappresentato in figura a sinistra nel sistema di coordinate XY:



Figura 7.1 - A sinistra elemento isoparatrico a 4 nodi, a destra è l'elemento parent

Le funzioni di forma lineari per un elemento quadrangolare son descritte da:

$$n_i = \frac{1}{4} \cdot (1 - \xi_i) \cdot (1 - \eta_i) \tag{11.1}$$

Queste sono il risultato di una interpolazione bilineare.

Le leggi di interpolazione per il campo degli spostamenti sono:

$$u = \sum_{i=1}^{4} n_i(\xi, \eta) \cdot u_i$$
 (11.2)

$$v = \sum_{i=1}^{4} n_i(\xi, \eta) \cdot v_i$$
 (11.3)

Mentre, le leggi di approssimazione della forma geometrica dell'elemento:

$$x = \sum_{i=1}^{4} n_i(\xi, \eta) \cdot x_i$$
 (11.2)

$$y = \sum_{i=1}^{4} n_i(\xi, \eta) \cdot y_i$$
 (11.3)

C. ELEMENTO 4 NODI ISOPARAMETRICO ASSIALSIMMETRICO

Un solido di rivoluzione è un corpo tridimensionale generato per rotazione di una sezione piana attorno a un asse, esso è assialsimmetrico se le proprietà geometriche e del materiale non dipendono dalla posizione del punto analizzato. Nel caso il carico abbia, anche esso una simmetria assiale il problema si riduce allo studio di un modelllo bidimensionale: ogni punto della sezione è caratterizzato dagli spostamenti u e w nel suo piano.

Per elementi isoparametrici quadrangolari:



Figura 7.2 – Elemento isoparametrico a 4 nodi assialsimmetrico

Gli spostamenti u e w e le funzioni di forma ni sono descritte da:

$$u = \sum_{i=1}^{4} n_i(\xi, \eta) \cdot u_i$$
 (12.1)

$$w = \sum_{i=1}^{4} n_i(\xi, \eta) \cdot w_i$$
 (12.2)

 $\xi_i \in \eta_i$ son le coordinate dell'i-esimo punto dell'elemento nel sistema di riferimento naturale dell'elemento.

Mentre le funzioni di forma son le stesse del 11.1.

Le deformazioni son date da:

$$\varepsilon_{rr} = \sum_{i=1}^{n} \frac{\partial n_i}{\partial r} \cdot u_i \qquad \varepsilon_{\theta\theta} = \sum_{i=1}^{n} \frac{n_i}{r} \cdot u_i$$

$$\varepsilon_{zz} = \sum_{i=1}^{n} \frac{\partial n_i}{\partial z} \cdot w_i \qquad \gamma_{rz} = \sum_{i=1}^{n} \left(\frac{\partial n_i}{\partial z} \cdot u_i + \frac{\partial n_i}{\partial r} \cdot w_i \right)$$
(12.4)

E la matrice di rigidezza è calcolata come:

$$[k] = 2\pi \iint_{-1}^{1} [b]^{T} [E] [b] \cdot r \cdot \det[J] \cdot d\xi d\eta \qquad (12.5)$$

Con lo schema di integrazione di Gauss:

$$[k] = 2\pi \sum_{i=1}^{m} \sum_{j=1}^{m} w_i \cdot w_j \cdot [b]_{ij}^T [E][b]_{ij} \cdot r_{ij} \cdot \det[J]_{ij}$$
(12.6)

Dove m è l'ordine di integrazione di Gauss, wi e wj sono i pesi di integrazione, [b] è la matrice delle derivate delle funzioni di forma [J] è lo jacobiano della trasformazione da parent a real dell'isoparametrico.

D. INPUT FEAP: MODELLO CDR

FEAP * * coaxial double ring test !UM: m, N, kg, s 0 0 0 2 2 4

PARA

m = 600 !numero suddivisioni prima colonna di blocchi lungo asse x

- n = 550 !numero suddivisioni seconda colonna di blocchi lungo asse x
- o = 150 lnumero suddivisioni terza colonna di blocchi lungo asse x
- q1 = 3 !numero di elementi finiti lungo y nel coating

q2 = 80 !numero di elementi finiti lungo y nel vetro

- E1 = 75e9 !Young modulus of glass
- n1 = 0.22 !Poisson's ratio of glass
- E2 = 1.6e9 !Young modulus of coating
- n2 = 0.3 !Poisson's ratio of coating
- t1 = 5e-5 !Spessore strato coating
- t2 = 4.05e-3 !Spessore totale provino

BLOCk 1 ! primo blocco coating (da asse piatto a primo vincolo Ri)

- CARTesian,m,q1,,,1,1
- QUADrilateral 4
- 1 0.0 0.0
- 2 0.02 0.0
- $3 \ 0.02 \ t1$
- $4 \ 0.0 \ t1$

BLOCk 2 ! secondo blocco coating (da Ri a Re) CARTesian,n,q1,,,1,1 OUADrilateral 4

1 0.02 0.0

- 2 0.045 0.0
- 2 0.045 0.0 3 0.045 t1
- 4 0.02 t1
- 4 0.02 11

BLOCk 3 ! terzo blocco coating (da Re al bordo) CARTesian,o,q1,,,1,1 QUADrilateral 4 1 0.045 0.0

- 2 0.055 0.0
- 3 0.055 t1
- 4 0.045 t1

BLOCk 4 ! 1st layer of glass CARTesian,m,q2,,,2,1 QUADrilateral 4 1 0.0 t1 2 0.02 t1 3 0.02 t2 4 0.0 t2

BLOCk 5 ! 2nd layer of glass CARTesian,n,q2,,,2,1 QUADrilateral 4 1 0.02 t1 2 0.045 t1 3 0.045 t2

4 0.02 t2

BLOCk 6 ! 3th layer of the module (EDF) CARTesian, o, q2,,,2,1 **QUADrilateral 4** 1 0.045 t1 2 0.055 t1 3 0.055 t2 4 0.045 t2 CBOU !Vincolo puntuale NODE 0.045 0.0 0 1 EBOU !Edge boundary restraints 1 0.0 1 0 CFOR !imposed vertical force NODE 0.02 t2 0 -318.3 MATErial,1 !Vetro SOLId ELAStic ISOTropic E2 n2 AXIS MATErial,2 !Polimero coating EDF SOLId ELAStic ISOTropic E1 n1 AXIS END TIE ! Tie nodes with the same coordinates !inte

!stop

BATCh PROP,,1 DT,,1 END macr loop,time,1 time loop,,30 tang,,7 next plot,wipe plot,mesh plot,reac plot,prax pview,time

reac,all

reac,filename next end

inte stop

E. INPUT FEAP: MODELLO CONTATTO INDENTATORE CILINDRICO

Feap ! N, m, kg, s ,,,2,2,4

PARAmeters pe = 1e15m = 30*3n = 30*3o = 319 !num blocchi rettangolo dir x !num blocchi nel rettangolo direzione y f = 72*6!lunghezza blocco rettangolare 1 = 44e-3r = 30e-3!raggio del disco p = atan(1.)s = r*sin(0.5*p)c = r cos(0.5 p)of = 0.01e-4 !distanza cilindro lastra t = 0.10!spessore lastra rettangolare BLOCk 1 CARTesian,2*m,n,,,2,1 1 0.0 0.0 2 r/2 0.0 3 3*r/8 3*r/8 4 0.0 r/2 BLOCk 2 CARTesian,n,n,,,2,1 1 r/2 0.0 2 r 0.0 3 r*0.701 r*0.701 4 3*r/8 3*r/8 6 c s BLOCk 3 CARTesian,n,2*m,,,2,1 1 3*r/8 3*r/8 2 r*0.701 r*0.701 3 0.0 r 4 0.0 r/2 6 s c BLOCk 4 !mesh elemento rettangolare CARTesian, o, f,,,1,1 1 0 r+of 21r+of 31r+of+t 4 0.0 r+of+t EBOUndary ! Edge boundary restraints 1 0.0 1 0 !carrelli orizzontali sul lato verticale sinistro 2 r+of+t 1 1

2 0.0 0 1

EDISp 2 0.0 0 0.15e-4 MATErial,1 SOLId PLANe STRAin ELAStic ISOTropic 70e9 0.22 QUADrature data 2 2 MATErial,2 SOLId PLANe STRAin ELAStic ISOTropic 200e11 0.22 QUADrature data 2 2 END TIE !inte !stop cont surf,11 !boundary of the sphere line,2 bloc,segm 1, r0 2, r*0.701 r*0.701 3, c s bloc,segm 1, r*0.701 r*0.701 2, 0 r 3, s c surf,21 !boundary of the PV module line,2 bloc,segm 1, 0 r+of 2, 1 r+of pair,1 NTOS 11 21 SOLM PENA pe !parmetro 1*10^13 che impedisce la compenetrzione END contact BATCh PROP,,1 DT,,1 END macr loop,time,1

time loop,,30 tang,,7 next plot,wipe plot,mesh plot,reac plot,stre,2 pview,time reac,all disp,all reac,filename next end

stop

F. INPUT FEAP: MODELLO CONTATTO INDENTATORE RETTANGOLARE

Feap ! N, m, kg, s ,,,2,2,4

PARAmeters

pe = 1e15	
m = 100	
n = 75	
1 = 20e-3	lunghezza blocco rettangolare!
r = 5e-3	!raggio del disco
of = 0.01e-4	!0.01e-3 !distanza cilindro lastra
t = 0.05/2	spessore lastra rettangolare!
o = 160	!num elementi rettangolo dir x
f = 125	!num elementi nel rettangolo direzione y
x = 160	!num elementi nel secondo blocco diezione x
$y = f^{*}2$!num elementi nel terzo blocco direzione y
w = 50e-6	spessore strato coating
i = 4/2	!num blocchi coating direzione y

BLOCk 1

CARTesian,m,n,,,2,1

100

2 r 0

3 r r 4 0 r

BLOCk 2 !mesh rettangolo primo blocco CARTesian,o,f,,,1,1 1 0 r+of 2 8e-3 r+of 3 8e-3 r+of+0.25*t

40 r+of+0.25*t

BLOCk 3 !mesh rettangolo secondo blocco CARTesian,x,f,,,1,1 1 8e-3 r+of 2 1 r+of 3 1 r+of+0.25*t 4 8e-3 r+of+0.25*t

BLOCk 4 !mesh rettangolo terzo blocco CARTesian,o,y,,,1,1 10 r+of+0.25*t 28e-3 r+of+0.25*t 38e-3 r+of+t 40 r+of+t

BLOCk 5 !mesh rettangolo quarto blocco CARTesian,x,y,,,1,1 1 8e-3 r+of+0.25*t

21 r+of+0.25*t 31 r+of+t4 8e-3 r+of+t EBOUndary ! Edge boundary restraints 1 0.0 1 0 !carrelli orizzontali sul lato verticale sinistro 2 r+of+t 0 1 2 0.0 0 2 **EDISp** 2 0.0 0 0.15e-4 !EFORce !2 0.0 0 10 MATErial,1 SOLId PLANe STREss THICk 1 0.003 ELAStic ISOTropic 70e9 0.22 QUADrature data 2 2 MATErial,2 SOLId PLANe STREss THICk 1 0.003 ELAStic ISOTropic 200e9 0.3 QUADrature data 2 2 END TIE !inte !stop cont SURFace,11 !boundary of the cube LINE BLOCk,SEGMent 1, rr 2, 0 r SURFace,21 !boundary of the PV module LINE BLOCk,SEGMent 1, 0 r+of 2, 1/4 r+of pair,1 NTOS 11 21

SOLM PENA pe !parmetro 1*10^15 che impedisce la compenetrzione

END contact

BATCh PROP,,1 DT,,1 END macr loop,time,1 time loop,,30 tang,,7 next plot,wipe plot,mesh plot,reac plot,stre,2 pview,time reac,all disp,all reac,filename next end inte

stop

RINGRAZIAMENTI

Con questo progetto di tesi si conclude un percorso che oltre a farmi crescere culturalmente mi ha arricchito dal punto di vista umano, facendomi conoscere persone dalle quali ho imparato molto. Più che un successo personale, questo traguardo è merito del contributo di tutti coloro che mi son stati vicini in questi anni.

Voglio ringraziare in primo luogo i miei genitori che, sostenendomi nelle scelte fatte, hanno consentito il raggiungimento di questo importante obiettivo. "E' grazie al vostro credere in me che le sconfitte si son trasformate in insegnamenti, siete i migliori maestri di vita che potessi avere".

Un doveroso grazie a zio Paolo e Alessio, come modelli di riferimento, trasmettendomi passione e entusiasmo, mi hanno permesso di affrontare questo percorso a testa alta.

Ringrazio il mio relatore, Professor Mauro Corrado, che mi ha pienamente coinvolto nel progetto di ricerca intrapreso, riuscendo a trasmettermi la passione per questo lavoro. Allo stesso modo, ringrazio Ing. Gregorio Mariggiò per gli insegnamenti, il supporto e la disponibilità mostrata.

Ai miei amici un ringraziamento particolare, per cui cito una frase: "[...] circondatevi di persone che vi stimolino, vi siano d'insegnamento e vi spingano a essere la versione migliore di voi stessi".

Chiudo questo percorso con un aforisma, nella speranza che, se qualcuno leggerà questa tesi, possa rispecchiarsi o trarne insegnamento: **"Arregordadì ca: non n'ci adi meda ci non spacciada e pagu ci non bastada"**. Tradotto: "Festeggia le vittorie con sobrietà e le sconfitte con positività".