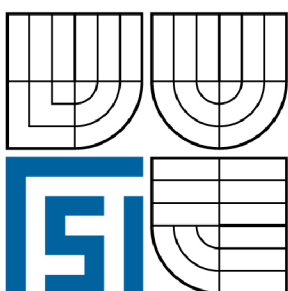


VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY



FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ  
ÚSTAV MATERIÁLOVÝCH VĚD A INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING  
INSTITUTE OF MATERIALS SCIENCE AND ENGINEERING

## LOMOVÁ HOUŽEVNATOST KOMPOZITU S AL-MATRICÍ A UHLÍKOVÝMI VLÁKNY

FRACTURE TOUGHNESS OF COMPOSITE WITH AL-MATRIX AND CARBON FIBRES

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. JAN MICHALIČKA

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Ing. EVA MOLLIKOVÁ, Ph.D., Paed  
IGIP

BRNO 2008

## Abstrakt

V této studii byly stanoveny hodnoty lomové houževnatosti vlákno-kovového laminátu (VKL) CARE s uhlíkovými vlákny v epoxidové matrici a hliníkovými plechy o skladbě vrstev 6/5. Experimentálně byly zkoušeny vzorky s jednosměrně orientovanými i křížově orientovanými vlákny. U jednosměrně orientovaných vzorků byl posouzen také vliv zvýšené absorpce vlhkosti do epoxidové matrice.

Výpočet lomové houževnatosti byl nejprve proveden metodou COD, kdy se za kritický okamžik pro stanovení  $\delta_c$  považoval skok v diagramu  $F - COD$  definovaný 5% sečnou. Bylo zjištěno, že výsledky kritického rozevření trhliny nespĺnily podmínku rovinné deformace a nemohly být považovány za lomovou houževnatost  $\delta_c$ .

Pro další vyhodnocování lomové houževnatosti byla použita metoda J integrálu. U všech vzorků studovaných touto metodou byla měřena změna elastické poddajnosti, ze které byly určeny počátky stabilního šíření trhliny. Z těch byla stanovena kritická síla  $F_c$  následně započítaná do kritické hodnoty  $J_c$ .

Závislost elastické poddajnosti na rozevření trhliny měla před svým lineárním až exponenciálním nárůstem specifický zvlněný průběh. Ten byl pozorován u všech zkoumaných vzorků. Z bodu konce zvlnění následovaným kontinuálním nárůstem poddajnosti byla určena kritická síla  $F_c$ .

Pro výpočet J integrálu byly použity standardní vztahy uvedené v normách pro kovové materiály. Všechny výsledky  $J_c$  ale splnily podmínku rovinné deformace a mohly být považovány za lomovou houževnatost  $J_c$ .

Experimentem bylo zjištěno, že CARE s jednosměrným uspořádáním vláken měl hodnotu lomové houževnatosti  $J_c$  přibližně 76 kJ/m<sup>2</sup> a stejný typ CARE se zvýšeným podílem absorbované vlhkosti měl  $J_c$  o 4 % vyšší. V tomto případě nebylo zjištěno negativní působení vlhkosti.

U CARE s křížovým uspořádáním vláken byla naměřena lomová houževnatost  $J_c$  přibližně 31 kJ/m<sup>2</sup>, to bylo o 65 % méně než u jednosměrně orientovaného CARE.

## Klíčová slova:

Lomová houževnatost, vlákno-kovové lamináty, kompozity, J integrál, COD, elastická poddajnost



## Abstract

The objective of this study was a values evaluation of fracture toughness of fiber-metal laminates (FML) compounded from carbon fibers in epoxy matrix and aluminium plates of lay-up 6/5. Samples with unidirectional and bidirectional orientation were tested experimentally. In the case of unidirectionally oriented samples an effect of moisture absorption to epoxy matrix on the values of fracture toughness was reviewed.

A fracture toughness calculation was realized by COD method firstly. A bigger pop-ins in  $F - COD$  diagram as critical moments for  $\delta_c$  evaluation were considered; it was determined by 5% tangential line. It was found out, that results of this measurement weren't in agreement with plane deformation condition and for this the results couldn't be rated as fracture toughness  $\delta_c$ .

A method of J integral for fracture toughness evaluation was used consequently. A test of elastic compliance changes before J integral calculation by all of samples was performed. Beginning of stable grow of crack was determined by this method. A critical forces  $F_c$  from beginnings were established, which were used for calculation of  $J_c$ .

A functional dependence of elastic compliance on crack opening had specific waved shape before its linear (up to exponential) grow. It was observed in all cases. The critical forces  $F_c$  from the end of "wave" preceding the continual grow of compliance were determined.

Equations stated in standards for J integral calculation were used, which are for metal materials normally used. Despite this was found out all of results of  $J_c$  were in good agreement with plane deformation condition and could be rated as fracture toughness  $J_{Ic}$ .

In this study were found out these pieces of knowledge about fracture toughness of FML CARE:

Unidirectional CARE had fracture toughness  $J_{Ic}$  about 76 kJ/m<sup>2</sup> and the same type but with bigger amount of absorbed moisture had  $J_{Ic}$  about 4 % higher. In this case negative moisture influences on CARE weren't found.

Bidirectional CARE had fracture toughness  $J_{Ic}$  about 31 kJ/m<sup>2</sup>; it was about 65 % less then in the case of unidirectional CARE

## Keywords:

Fracture toughness, fiber-metal laminates, composites, J integral, COD, elastic compliance

**Bibliografická citace této práce:**

MICHALIČKA, J. Lomová houževnatost kompozitu s Al-matricí a uhlíkovými vlákny. Brno: Vysoké učení technické. Fakulta strojního inženýrství. Ústav materiálových věd a inženýrství, 2008. 98 s. Vedoucí diplomové práce: Ing. Eva Molliková, Ph.D., Paed IGIP.

### **Čestné prohlášení:**

Tímto prohlašuji, že veškerý text v této práci jsem napsal sám za použití uvedené literatury a že jsem neporušil žádná autorská práva ve smyslu zákona č. 121-200 sb. (O právu autorském a o právech souvisejících s právem autorským).

V Brně, dne 23.5. 2008

Bc. Jan Michalička

## PODĚKOVÁNÍ:

Zpracování této práce bylo pro mne nelehkým úkolem a zdárně dosáhnout jejího cíle bych nedokázal bez pomoci, kterou mi poskytli lidé z mého okolí. Chtěl bych tímto poděkovat:

- paní Ing. Evě Mollikové, která mi poskytla mnoho cenných rad a informací při zpracovávání diplomové práce,
- panu Doc. Ing. Josefu Klementovi, který mi navrhl téma diplomové práce a umožnil mi tak nahlédnout do tajů pokročilých leteckých materiálů a který mi velkým dílem pomohl při výrobě a zpracování experimentálního materiálu a vzorků,
- panu Ing. Zdeňku Chlupovi, který mi obětoval mnoho času a pomohl mi změřit a vyhodnotit lomovou houževnatost na experimentálním vybavení světové úrovně,
- panu Ing. Ctiboru Seidlovi, který mi pomohl s přípravou vzorků
- a v neposlední řadě všem mým nejbližším, a to především mé babičce Květě, která mi při všech mých strastech při práci dodávala dobrou náladu a pohodu.

V Brně, 23.5. 2008

Bc. Jan Michalička

<b>1. ÚVOD</b>	<b>1</b>
<b>2. LETECKÉ KONSTRUKČNÍ MATERIÁLY</b>	<b>2</b>
2.1 Význam lomové mechaniky při dimenzování konstrukcí	3
2.2 Letecké konstrukce a materiál	4
2.2.1 Tradiční materiály	4
2.2.2 ARALL	5
2.2.3 GLARE	5
2.2.4 CARE	6
<b>3. ZÁKLADY LOMOVÉ MECHANIKY</b>	<b>8</b>
3.1 Těleso s koncentrátorem napětí	8
3.2 Analýza napjatosti na čele ostré trhliny	9
3.3 Energetická bilance při šíření trhliny	11
3.4 Modifikace Griffithovy teorie na tvárné materiály	14
3.4.1 Hnací síla trhliny $G$	15
3.4.2 $R$ – křivka: Grafické znázornění podmínek vzniku nestabilního lomu	16
3.4.3 Koeficient intenzity napětí	18
3.4.4 Analýza napjatosti v okolí čela trhliny	19
3.5 Lineárně-elastická lomová mechanika (LELM)	23
3.5.1 Vliv rozměrů zkušebního tělesa	24
3.5.2 Omezení platnosti LELM	25
3.6 Elasticko-plastická lomová mechanika (EPLM)	27
3.6.1 CTOD	27
3.6.2 $J$ integrál	30
3.6.2.1 $J$ – $R$ křivka	32
<b>4. VLÁKNO-KOVOVÉ LAMINÁTY</b>	<b>34</b>
4.1 Mechanické vlastnosti laminátových kompozitů	35
4.2 Mechanické vlastnosti vlákno-kovových laminátů	38
4.2.1 Tuhost a pevnost VKL	40
4.2.2 Lomové chování vlákno-kovového laminátu	41
4.2.3 Delaminace vrstev a deformace matrice VKL	42
4.2.4 Namáhání v ohybu	43
<b>5. FORMULACE CÍLŮ</b>	<b>45</b>
<b>6. EXPERIMENTÁLNÍ ČÁST</b>	<b>46</b>
6.1 Použitý materiál	46
6.1.1 Kovové vrstvy	46
6.1.1.1 Úprava povrchu duralových plechů	46
6.1.2 Kompozitní vrstvy	47
6.2 Výroba VKL	48
6.2.1 Vytvrzovací proces	49
6.3 Výroba zkušebních vzorků	51
6.3.1 Exploatace vzorků v teplé páře	53
6.4 Použitá experimentální zařízení	54
6.4.1 Experimentální zařízení použitá při tahové zkoušce CARE	54
6.4.2 Experimentální zařízení použitá při měření CTOD	54

6.4.3 Experimentální zařízení použita při měření J integrálu a elastické poddajnost	55
6.4.4 Experimentální zařízení použita pro makrografickou dokumentaci měření	55
<b>6.5. Metodiky určení mechanických vlastností CARE a výsledky experimentů</b>	<b>56</b>
6.5.1 Zkouška tahem 56	
6.5.2 Lomová houževnatost určená metodou COD	57
6.5.3 Lomová houževnatost určená metodou J integrálu	61
6.5.4.1 Počátek stabilního růstu trhliny určený z elastické poddajnosti	62
6.5.4.2 Experimentální určení růstu trhliny optickou metodou	73
6.5.4.3 Výpočet J integrálu a lomové houževnatosti $J_{Ic}$	77
6.5.4.4 Konstrukce J – R křivek	84
<b>7. ZÁVĚREČNÉ SHRNUÍ POZNATKŮ A DISKUSE</b>	<b>90</b>
<b>7.1 Metoda COD</b>	<b>90</b>
<b>7.2 Metoda J integrálu</b>	<b>90</b>
7.2.1 Porovnání lomové houževnatosti studovaného kompozitu CARE s jinými typy VKL	93
<b>8. ZÁVĚRY</b>	<b>96</b>
<b>SEZNAM POUŽITÝCH ZDROJŮ</b>	<b>99</b>
<b>SEZNAM POUŽITÝCH SYMBOLŮ</b>	<b>101</b>

# 1. ÚVOD

Na začátku třetího tisíciletí zaznamenala letecká doprava velký průlom, když byl do linkového provozu zaveden obří dopravní letoun Airbus A380. Svými parametry – hmotností, rozměry či maximálním počtem cestujících překonal dosavadní typy letadel. Imponujících vlastností A380 by ale nemohlo být dosaženo bez aplikace moderních materiálů a technologií. Podstatné snížení hmotnosti bylo umožněno využitím moderního vlákno-kovového laminátového kompozitu (VKL) skládajícího se z tenkých vrstev duralu prokládaných stejně tenkými vrstvami skelných vláken v epoxidovém pojivu. Aplikací VKL například v konstrukci horní části trupu bylo na ploše 400 m<sup>2</sup> ušetřeno 800 kg [15], **obr.1.1**. Kromě hmotnostní úspory progresivní materiál letounu podstatně zvýšil i životnost oproti letounům využívajících klasické duralové konstrukce, protože VKL má výbornou odolnost proti únavě, křehkému lomu a atmosférickým vlivům. Vlákno-kovový laminát se skelným vláknem představuje špičku použitých technologií v letectví a jeho další vývoj je stále v plném proudu, aby mohl být využit u dalších strojů a zařízení, a to nejen v letectví.



**Obr. 1.1:** Využití VKL u obřího A380 a základní morfologie VKL (ilustrační foto)

Na FSI VUT v Brně byly ve spolupráci s *Faculty of Aerospace Engineering, Delft University of Technology, Netherlands*, kde byly vlákno-kovové lamináty vynalezeny, studovány lamináty složené z vysokopevné oceli a uhlíkových vláken s potencionálním využitím u vysoce namáhaných podélných nosníků, výztuh, závěsů apod. Byly zde studovány také vysokoteplotní polyimidové nebo termoplastické matrice [15].

Dnes je na FSI VUT v Brně zaměřen výzkum také na uhlíkové lamináty s duralem, o kterých zatím není mnoho informací. Výzkum duralového laminátu je zaměřen na celou škálu mechanických vlastností včetně jejich změn při působení atmosférického prostředí. Tyto lamináty by měly mít lepší pevnost a tuhost, než mají dosud vyvinuté typy [15], a také by měly lépe odolávat vysoko i nízko cyklové únavě [19]. Jednou z mechanických veličin uhlíkového laminátu s duralem, o které nejsou dostupné údaje, je i lomová houževnatost.

Předkládaná práce je proto zaměřena na experimentální posouzení lomového chování, vyhodnocení lomové houževnatosti nového VKL a na závěrečné porovnání s předchozími variantami VKL. Protože správné určení lomové houževnatosti velmi heterogenního systému, jakými jsou lamináty, není zcela jednoduché, jsou v práci souhrnně uvedeny základy lomové mechaniky obecně a shrnuty poznatky o vlákno-kovových kompozitech se zřetelem na jejich lomové chování.



## 2. LETECKÉ KONSTRUKČNÍ MATERIÁLY

### 2.1 Význam lomové mechaniky při dimenzování konstrukcí

Při výpočtu bezpečnosti konstrukce se dnes berou v úvahu mnohé materiálové a geometrické aspekty. Správné stanovení vstupních parametrů zásadně ovlivní výsledek výpočtů, a proto jsou výpočty hlavně u komplikovaných strojů velmi složité. Základní požadovanou materiálovou veličinou je kromě např. meze kluzu i lomová houževnatost. Se znalostí hodnoty lomové houževnatosti vypočtené za pomoci lomové mechaniky a společně s fraktografickou analýzou může konstruktér přesně predikovat lomové chování materiálu při statickém, resp. dynamickém zatěžování konstrukce, a zabránit potenciálním katastrofálním selháním součástí a celého stroje.

Lomové houževnatosti a lomové mechaniky obecně se začalo používat při dimenzování součástí až po 2. světové válce. K zavedení sofistikované lomové mechaniky vedla dlouhá cesta vývoje lidských poznatků o složitém chování materiálu.

Technickým odvětvím, kde se začalo po válce velmi pečlivě sledovat lomové chování materiálu, bylo letectví. Díky rychlému vývoji konstrukcí letounů nejrůznějších typů za válečného zbrojení nastal v době míru velký rozmach letecké dopravy. Z důvodu možných velkých ztrát na lidských životech při leteckých katastrofách musely být vypracovány nové normy zajišťující bezpečnost leteckého provozu, včetně bezpečnosti konstrukce. Tuto nutnost potvrdily dvě katastrofy, ke kterým došlo v 50. letech u anglických revolučních dopravních letadel De Havilland Comet, jako prvních používajících proudové pohonné jednotky. K nehodám došlo brzy za sebou a rozdmýchaly vlnu pozornosti. Letoun Comet byl schopný velkého dostupu a neobešel se bez přetlakové kabiny pro celou osádku. K poruše obou havarovaných strojů došlo v průběhu letu ve velké výšce, kdy byla přetlaková kabina nejvíce namáhána rozdílnými tlaky atmosféry uvnitř a mimo ni. Analýza ukázala, že ztrátu stability konstrukce letounů způsobily trhliny vybíhající z ostrých rohů okének. Tento poznatek vedl jednak ke změně tvaru okének na oválná, jak je známe dnes, ale i znovu upozornil na důležitost vlivu konstrukčních prvků na bezpečnost stroje, zejména pokud zapříčiňují vznik trhlin a rozvoj katastrofálních lomů v materiálu. Výsledkem bádání vědců zabývajících se mechanismy porušení konstrukcí křehkým lomem bylo rozšíření lomové mechaniky postulované Griffitem na materiály schopné plastické deformace. Učinili tak nezávisle na sobě vědci Irwin a Rowan a roku 1956 Irwin dokonce modifikoval Griffitovu teorii pro řešení technických problémů [1]. Od této doby lze mluvit o moderní lomové mechanice, jak ji známe dnes.

Zavedením lomové mechaniky do procesu dimenzování konstrukce a predikce její životnosti začal být kladen velký důraz na kvalitu materiálů a na vhodnost konstrukcí s ohledem na pravděpodobnost iniciace a šíření trhlin při provozním zatížení. Začala být podrobně studována fraktografie materiálů, což vedlo k mnoha novým poznatkům o šíření trhlin, jichž bylo využito k vývoji nových materiálů. Kromě predikce životnosti nově navrhovaných konstrukcí slouží lomová mechanika i k určení zbytkové životnosti konstrukcí exploatovaných v provozu. V obou případech kvalitativně i kvantitativně analyzuje vliv trhlin a dalších potenciálních iniciátorů lomu a hodnotí jejich vliv na změny tuhosti systému.

Další důležitou možností využití lomové mechaniky je – společně s fraktografickými analytickými metodami – analýza příčin havárií zapříčiněných katastrofálními lomy.

Z uvedeného krátkého výčtu možného využití lomové mechaniky je zřejmý její ohromný význam pro veškerý strojírenský průmysl i pro celou společnost.

## **2.2 Letecké konstrukce a materiál**

Nové materiály pro letectví zaznamenaly díky rozvoji lomové mechaniky a dalších vědních odvětví rychlý vývoj. Po určité době bylo konstruktérům zřejmé, že pro některé části letadel bude výhodné používat pevnými vlákny vyztužené plasty, které byly vyvinuty za 2. světové války. Prvního materiálu takového typu, skládajícího se ze lněných vláken a fenolické matrice, bylo poprvé použito u bitevníku Spitfire. Pevnějšího materiálu, skelných vláken v polyesterové matrici, bylo koncem války používáno na rotory vrtulí [12]. Dnes je jedním z nejmodernějších kompozitů používaných v letectví, kosmonautice a dalších odvětvích průmyslu vlákno-kovový laminát, který nejen pro své jedinečné schopnosti čelit šířícím se trhlinám a degradačním účinkům okolí nachází stále většího uplatnění.

### **2.2.1 Tradiční materiály**

V leteckém průmyslu byl dovršen vývoj prvního vlákno-kovového laminátového kompozitu před dvaceti lety. Nosná konstrukce letounů se do té doby skládala převážně z kovových dílců, které byly doplněny jen malým podílem kompozitních materiálů. Těch se používalo jen u sekundárních součástí konstrukce. Dobrých užitných vlastností kompozitů, nízké měrné hmotnosti, vysoké pevnosti a tuhosti a skvělé odolnosti proti únavě a korozi se využívalo (a i dnes využívá) pro rotorové listy vrtulí, brzdové klapky a štíty, stabilizační plochy, potahy křídel letounů apod. Výjimkou je jen vojenský letoun AV-8B Harrier, který má z kompozitů zhotoveno celé křídlo [12]. Negativní vlastnosti kompozitů – nízká lomová houževnatost a velká absorpce vlhkosti spolu s jejich náročnou defektoskopickou kontrolou – nedovolily, aby jich bylo využíváno i u mechanicky více exponovaných komponent.

Pro budoucí generace letadel bylo nutné najít vhodný materiál, který by neoplýval negativy dosavadních kompozitů a díky kterému by se více zredukovala hmotnost letounů a s tím i výše provozních nákladů spojených se stále rostoucími cenami paliva. Lehčí konstrukce by zároveň zlepšila i letovou obálku stroje a umožnila by zkonstruovat větší a efektivněji řešené letouny.

Vhodným materiálem se ukázal vlákno-kovový laminát, který skloubil dobré vlastnosti jeho materiálových složek. Na jedné straně uplatnil houževnatost kovu, na druhé pak vysokou měrnou pevnost a tuhost vyztužujících vláken zakomponovaných do epoxidové pryskyřice. Řešení, kdy se střídají tenké plechy kovu s přibližně stejně tenkými vrstvami prepregu – vysoce pevnými vlákny v epoxidové pryskyřici, se ukázalo velmi dobrým, jelikož transversální šíření trhlin v takto vrstveném kompozitu je oproti šíření v homogenním materiálu kovu mnohem pomalejší [5].

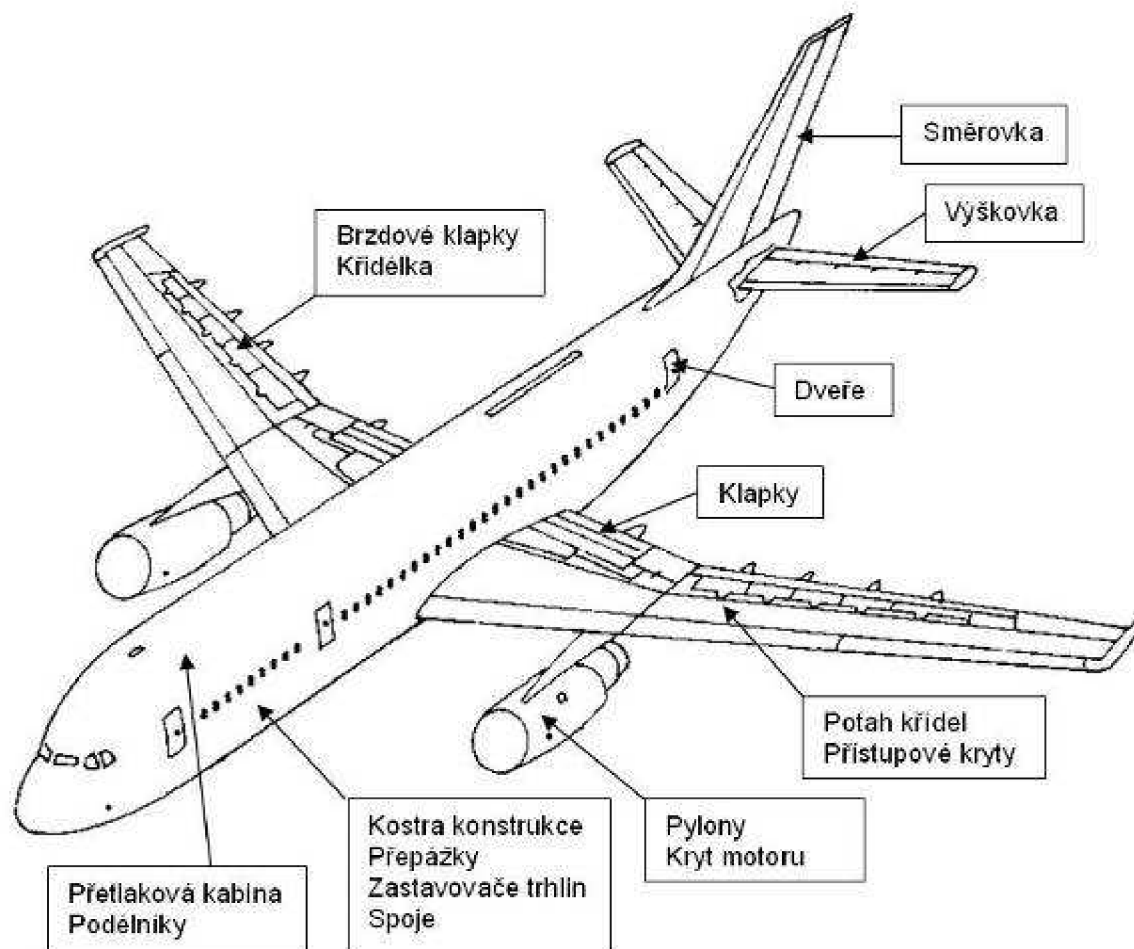
### 2.2.2 ARALL

Prvním vlákno-kovovým laminátem pro letectví a kosmonautiku se stal **ARALL** (**A**ramid **R**einforced **A**luminium **L**aminates) vynalezený roku 1978 v materiálových laboratořích na *Faculty of Aerospace Engineering, Delft University of Technology, Netherlands* [5]. Laminát s plechy ze slitiny hliníku 2024, příp. 7475, a s epoxy prepregy s aramidovými vlákny byl koncipován v jednosměrném uspořádání vláken orientovaných ve směru dominantního zatížení. Roku 1984 byly uznány první dva mezinárodní patenty ARALLu a po získání důvěry v tento materiál začala produkce čtyř typů laminátů ARALL. Po vyhodnocení leteckých simulací zohledňujících použití nového kompozitu bylo zjištěno, že ušetří až 30% hmotnosti a podstatně prodlouží životnost letadel. Díky své výborné odolnosti proti únavě se začal používat pro potahy spodních částí křídel a záďových kormidel [5]. Podrobným studiem však byla zjištěna nežádoucí omezení. Především šlo o nízkou maximální hodnotu objemu vláken v matrici (50%) kvůli malé adhezni pevnosti mezi vlákny a pryskyřici a dále o fakt, že ARALL nelze vyrábět s vlákny orientovanými ve více směrech [5]. Byly to zásadní problémy omezující vlastnosti laminátu ARALL a jeho rozsáhlejší použití v místech, kde působí víceosá napjatost – např. v trupu letounu. Výzkum proto musel pokračovat dál.

### 2.2.3 GLARE

Roku 1990 byla v laminátu namísto aramidových vláken uplatněna skelná vlákna. **GLARE** (**GL**ass **R**einforced), jak začal být laminát nazýván, vyřešil negativa ARALLu, navíc jej překonal v mnoha mechanických vlastnostech. Laminát GLARE mohl být konečně zhotoven s vlákny orientovanými ve více směrech, což konstruktérům dovolilo jej využívat v konstrukci v mnohem větším zastoupení. Dnes je tento progresivní typ kompozitu využíván renomovaným výrobcem letadel, evropským koncernem Airbus, který GLARE ve velké míře využívá u velkokapacitního dopravního A380 na horní části přetlakové kabiny. Dále je použit na směrovém kormidlu, na spodních potazích křídla a na mnoha dalších místech [15]. Potenciální využití kompozitů ARALL a GLARE dokumentuje **obr. 2.1**.

Tyto sofistikované materiály však nepředstavují konec vývoje vlákno-kovových laminátů. Nové kompozity mají v budoucnu velké potenciální využití u stále většího množství komponent letounů, nehledě na možnost jejich uplatnění v jiných sférách průmyslu (např. v kosmickém, automobilovém, lodním, ve sportovním či stavebním). I v případě nových kompozitů se začne nová technologie uplatňovat u výrobků zastoupených v běžném životě až po prvotním použití u nejnáročnějších výrobků, kdy se osvojují výrobní postupy a tím i snižuje cena technologie.



**Obr. 2.1:** Vhodná místa využití kompozitu ARALL a GLARE v letecké konstrukci (ilustrační foto)

## 2.2.4 CARE

Jednou z dalších variant zvýšení užitečných vlastností vlákno-kovových laminátů je využití uhlíkových vláken. Kompozice uhlíkových vláken byla navržena již v počátku vývoje vlákno-kovových laminátů, a to při hledání alternativy k nedostatečným aramidovým vláknům. Předpokládalo se, že kompozit s uhlíkovými vlákny bude mít díky vyšší tuhosti a mnohem větší pevnosti vláken lepší mechanické vlastnosti než ARALL. Byla však očekávána a následně potvrzena iniciace galvanického korozního článku při kontaktu uhlíkového vlákna a kovu. Pro další uplatnění tohoto kompozitního složení to bylo zásadní omezení a musel se najít vhodný adhezivní izolant, který by kontaktu a vzniku koroze zabránil. Využití uhlíkového laminátu v praxi bylo odsunuto do budoucna, a ani dnes uhlíkový laminát v leteckých konstrukcích nefiguruje. Laminát GLARE se totiž oproti ARALLu od počátku jevil jako dostatečně pokrokový.

Vlákno-kovový laminát s uhlíkovými vlákny **CARE** (**C**arbon **R**einforced), jak se často zkracuje (popř. CARALL – **C**arbon Reinforced **AL**uminium Laminat), je ale dodnes podrobně zkoumán. Výzkum je zaměřen kromě modifikací vhodného izolantu především na mechanické vlastnosti kompozitu při různých skladbách vrstev, aby konstruktéři měli jasnou představu o možnostech uplatnění CARE

v konkrétních prvcích konstrukce. Jak bylo uvedeno v úvodu, na FSI VUT v Brně jsou uhlíkové kompozity zkoumány v různých variantách. Na příklad u kompozitu složeného z uhlíkových vláken a z vysokopevné oceli bylo zjištěno, že by mohl být s úspěchem použit u vysoce namáhaných podélných nosníků, výztuh, závěsů apod., které jsou dodnes vyráběny z vysokopevných slitin.

### 3. ZÁKLADY LOMOVÉ MECHANIKY

Lomová mechanika se zabývá objasňováním a predikovaním příčin katastrofálních lomů vzniklých v konstrukcích zatěžovaných napětím menším než je mez kluzu použitého materiálu. Konstrukterům bylo jasné, že díky složitosti konstrukce, tj. kvůli velkým změnám průřezů součástí, a přičiněním strukturních a konstrukčních defektů, jakými jsou trhliny či dutiny a vruby, může napětí v materiálu v místech defektů dosáhnout hodnoty několikanásobně převyšující mez kluzu a dokonce hodnoty vyšší, než je kohezní pevnost meziatomových vazeb. Věděli, že vzniklé lokální špičky napětí (**obr. 3.1** a **3.2**) způsobují lokalizované plastické deformace, respektive katastrofální lom celé součásti. Na význam koncentrátorů napětí poprvé poukázal r. 1913 E. E. Inglis [24], který i dokázal, že stupeň koncentrace napětí roste spolu se zakřivením vnitřního povrchu vrubu. Postulování kritérií pro šíření trhliny plastickým materiálem G. R. Irwinem r. 1956 však umožnilo popsat chování trhliny matematicky a zahrnout kritéria lomové mechaniky do konstrukčních výpočtů nových kovových součástí. Irwinova teorie vycházela z Griffithem určených termodynamických podmínek iniciace a šíření trhliny v křehkém materiálu a z teorie analýzy tělesa s koncentrátorem napětí.

#### 3.1 Těleso s koncentrátorem napětí

Makroskopické podmínky vzniku plastické deformace a následného lomu předpokládají, že v materiálu dojde k meznímu stavu definovanému napětím v materiálu převyšujícím mez kluzu, resp. mez pevnosti. Dále se předpokládá, že napjatost je v průřezu součásti konstantní a že nedochází ke koncentracím napětí (neuvažuje se heterogenita ani objemová diskontinuita materiálu). Z mikroskopického pohledu na materiál součásti je ale zřejmé, že podmínky mezního stavu porušení materiálu budou výrazně ovlivněny všemi strukturními složkami. Jednotlivé strukturní fáze mají specifické mechanické vlastnosti a při zatížení rozhraní mezi fázemi s velmi rozdílnou pevností vzniknou silně koncentrovaná napětí. Ty zpravidla vedou k velké plastické deformaci měkčí fáze (matrice) a k následnému porušení pevnější fáze (vlákna) nebo porušení rozhraní mezi fázemi. Výsledkem je tvorba dutin a mikrotrhlin [10], [21]. Mikrotrhliny vzniklé při zatěžování ale i při výrobě představují diskontinuity struktury nepřenášející působící zatížení. Na jejich povrchu se zvyšuje napjatost, jejíž velikost záleží na morfologii mikrotrhlin.

Oba fenomény, strukturní heterogenita a diskontinuita, způsobují lokální koncentrace napětí k lokálním koncentracím napětí. Intenzita koncentrace napětí potom závisí především na morfologii koncentrátorů a v případě rozhraní strukturních fází na rozdílnosti jejich mechanických vlastností. Vlivem vrubů proto může dojít při zatížení součásti napětím menším než mez kluzu v místech koncentrátorů k překročení mezního napětí vedoucího k plastické deformaci, nebo dokonce k iniciaci křehkého lomu součásti [24].

U vláknokovových kompozitů je strukturní heterogenitou především rozhraní epoxidové matrice a pevného vlákna a rozhraní kovu a matrice. V obou případech dochází při namáhání rozhraní k relativně snadné iniciaci a šíření mikrotrhlin vedoucích k oslabení adhezního spojení mezi fázemi. V prvním případě dojde k přerušování přenosu napětí z vlákna do matrice, a tedy k oslabení

vyztužovací funkce vlákna. V druhém případě dojde k delaminaci vrstev kompozitu a k oslabení efektu přemostění potenciální trhliny v kovové vrstvě vlákny (více v kap. 4.2.3).

### 3.2 Analýza napjatosti na čele ostré trhliny

K největším koncentracím napětí dochází obecně v okolí čela ostrého vrubu nebo trhliny. V literatuře je věnována problematice iniciace a šíření trhliny z ostrého vrubu největší pozornost a jsou pro ni zpracovány základní i modifikované matematicko-fyzikální modely lomové mechaniky (i co se týče VKL).

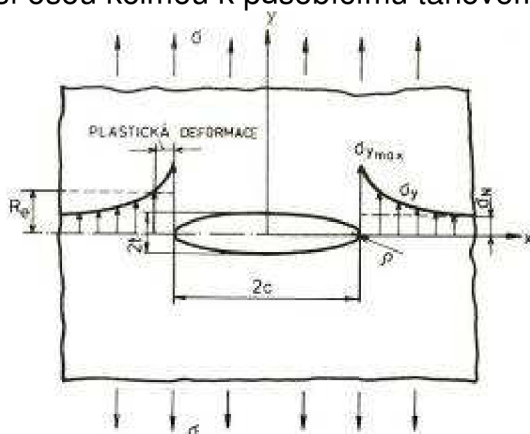
V úvodu kapitoly 3 bylo uvedeno, že při namáhání materiálu s defektem mohou koncentrace napětí převýšit kohezní pevnost meziatomových sil. Přetrhání vazeb atomů má za následek tvorbu nových povrchů a rozšíření mikrotrhliny. Kohezní pevnost je materiálovou charakteristikou definovanou rovnicí

$$\sigma_C = \left( \frac{E \cdot \gamma_s}{a_0} \right)^{1/2}, \quad (3.1)$$

kde  $E$  je modul pružnosti,  $\gamma_s$  je práce vykonaná meziatomovými silami při vzniku nového jednotkového povrchu a  $a_0$  je parametr mřížky. Detailní odvození rovnice 3.1 je v [1], [24].

Ke specifickému meznímu stavu porušení kontinuity atomové mřížky dochází na ostrých špičkách trhin a vrubů. Příčiny dekoheze vazeb ovlivněné morfologií ostré trhliny koncentrující napětí nelze řešit analyticky. Je ale možné uplatnit model porušení vazeb založený na analýze napětí v mechanice kontinua, který odvodil už Griffith na základě energetické bilance s použitím zákonů termodynamiky [1], [21], [24].

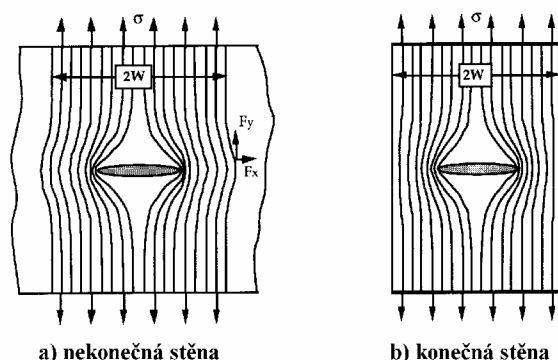
Nejjednodušší představu o koncentraci napětí si lze udělat na kovové desce s jednotkovou tloušťkou, s nekonečnými rozměry v ose  $x$  a  $y$  a s průchozí trhlinou eliptického tvaru s delší osou kolmou k působícímu tahovému napětí\* (obr. 3.1).



Obr. 3.1: Nekonečně velké těleso s průchozí trhlinou [24]

\* Tento model je vhodný pro krátké trhliny v porovnání s velikostí tělesa. Jakmile se trhlina více rozšíří, musí se model modifikovat, protože velikost koncentrace napětí na čele trhliny ovlivňují hranice tělesa, viz obr. 3.2b a [1].

Průběh napětí v nekonečné desce s trhlinou je znázorněn na **obr. 3.2a**



**Obr. 3.2:** Koncentrovaná napětí v okolí ostré trhliny [1]

Modelovat trhlinu elipsou je výhodné, protože pokud bude její délka  $c$  mnohonásobně větší šířka  $t$ , pak elipsa přejde v ostrou trhlinu se špičkou o rádiu  $\rho$  definovaném

$$\rho = \frac{t^2}{c}. \quad (3.2)$$

Pokud  $c \gg t$ , tak hodnota  $\rho$  jde k nule. Maximální tahové napětí  $\sigma_{y \max}$  lze vypočítat z nominálního napětí  $\sigma_N$  [1], [24]:

$$\sigma_{y \max} = \sigma_N + \sigma_N \cdot \frac{2c}{t} = \sigma_N \left( 1 + \frac{2c}{t} \right). \quad (3.3)$$

Dosažením rovnice 3.2 do 3.3 získáme závislost napětí na poloměru zakřivení trhliny:

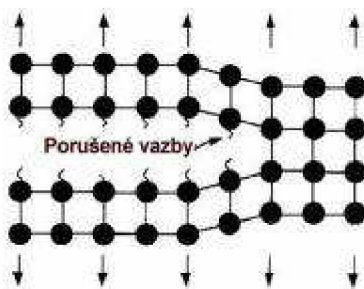
$$\sigma_{y \max} = \sigma_N \left[ 1 + \left( \frac{c}{\rho} \right)^{1/2} \right] \quad (3.4)$$

a při  $\rho \rightarrow 0$  pak

$$\sigma_{y \max} = 2 \cdot \sigma_N \left( \frac{c}{\rho} \right)^{1/2}. \quad (3.5)$$

Závislost ale při  $\rho = 0$  roste nade všechny meze a uvažované koncentrované napětí se rovná nekonečnu. Vzniklá singularita napětí ve skutečnosti nemůže nastat, protože by to mimo jiné znamenalo, že napětí potřebné k porušení součásti by stačilo jakkoli malé. Platnost tohoto stavu lze empiricky i experimentálně vyvrátit, jelikož nejmenší poloměr zakřivení trhliny může být maximálně roven mezivivinné vzdálenosti atomové mřížky materiálu,  $\rho = a_0$  (porušení materiálu na atomové úrovni dokumentuje **obr. 3.3**).





**Obr. 3.3:** Model porušování meziatomových vazeb. Původní vzdálenost mezi atomy je  $a_0$  [1]

Zavedením mřížkového parametru  $a_0$  do rovnice 3.5 vyplyne vztah

$$\sigma_{y \max} = 2 \cdot \sigma_N \left( \frac{c}{a_0} \right)^{1/2} . \quad (3.6)$$

Toto koncentrované napětí tedy vznikne na špičce trhliny skládající se pouze ze dvou atomů. Aby došlo k přetržení vazeb těchto atomů a k rozšíření trhliny, musí napětí dosáhnout kohezní pevnosti definované vztahem 3.1. Může tedy být napsána rovnost:

$$\sigma_{y \max} = 2 \cdot \sigma_N \left( \frac{c}{a_0} \right)^{1/2} = \sigma_C = \left( \frac{E \cdot \gamma_s}{a_0} \right)^{1/2} . \quad (3.7)$$

Po úpravě lze vypočítat nominální napětí, které je podle mechaniky kontinua potřebné k porušení meziatomových vazeb, resp. k rozšíření trhliny v elastické oblasti zatěžování tělesa s atomárně ostrou trhlinou [24]:

$$\sigma_N = \sigma_f = \left( \frac{E \cdot \gamma_s}{4 \cdot c} \right)^{1/2} , \quad (3.8)$$

kde  $\sigma_f$  je lomové napětí, které je závislé pouze na délce trhliny  $c$  a na elastických materiálových vlastnostech  $E$  a  $\gamma_s$ .

### 3.3 Energetická bilance při šíření trhliny

V předchozí kapitole byly uvedeny podmínky šíření trhliny, respektive podmínky porušení objemové celistvosti na atomární úrovni. Jelikož ale skutečné trhliny rostou z nano-měřítká až do makroskopických rozměrů, je vhodné výpočet růstu, resp. výpočet kritické délky (tzn. stability trhliny) trhliny modifikovat. Rovnice (3.8) obsahuje energetický člen  $\gamma_s$ , který využívá Griffithova bilance stability trhliny definované na základě prvního zákona termodynamiky o zachování energie. Zákon říká, že „soustava přechází z jednoho stavu do druhého pouze tehdy, když celková energie soustavy klesá“ [1]. Griffith postuloval bilanci takto:

„Šíření trhliny účinkem vnějšího zatížení může nastat, jestliže energie potřebná ke tvorbě nových povrchů šířící se trhliny bude kompenzována energií elastické deformace uvolněné v tělese v důsledku zvětšující se trhliny“, [24]. Jinými slovy „práce spojená se vznikem křehkého lomu je vykonána elastickou energií akumulovanou v zatěžované konstrukci, a tedy trhlina může růst pouze tehdy, jestliže tento proces způsobí, že celková energie systému bude konstantní, nebo se zmenší“, [1].

Z uvedené definice energetické bilance lze určit rovnovážný stav, kdy se trhlina stává kritickou, to znamená okamžik, kdy se energie systému nemění.

Energetická bilance zahrnuje celkovou potenciální energii systému skládající se z [24]:

$$W = w_{el0} - \Delta w_{el} + \Delta w_{\gamma} , \quad (3.9)$$

kde  $w_{el0}$  je energie elastické deformace tělesa bez trhliny namáhané nominálním napětím  $\sigma_N$  (**obr. 3.1**),  $\Delta w_{el}$  je elastická energie akumulovaná v tělese a uvolněná rozšířením trhliny o  $\Delta c$  a  $\Delta w_{\gamma}$  je povrchová energie potřebná pro vznik nových povrchů. Jednotlivé složky lze (pro eliptickou trhlinu) vyjádřit následovně [24]:

$$w_{el0} = \frac{\sigma^2}{2E} , \quad (3.10)$$

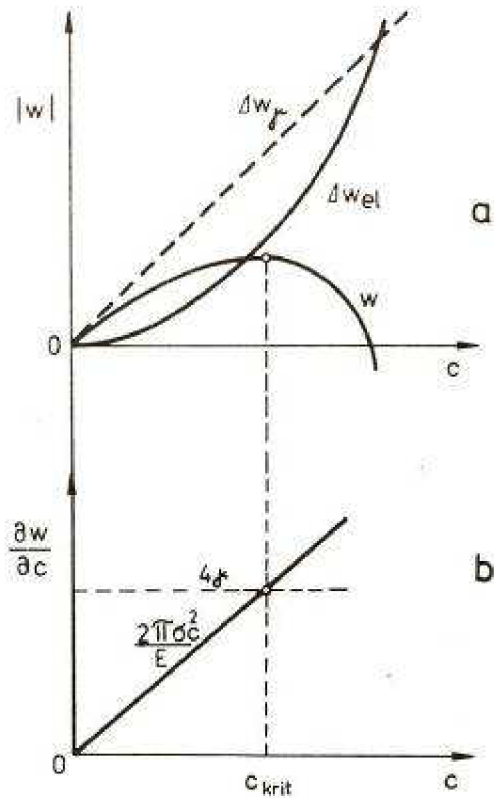
$$\Delta w_{el} = \frac{\pi c^2 \sigma_N^2}{E} , \quad (3.11)$$

$$\Delta w_{\gamma} = 2\gamma_s \cdot 2c = 4\gamma_s c . \quad (3.12)$$

Po dosazení do vztahu 3.9 bude celková potencionální energie tělesa s trhlinou

$$W = \frac{\sigma_N^2}{2 \cdot E} - \frac{\pi \cdot c^2 \cdot \sigma_N^2}{E} + 4\gamma_s c . \quad (3.13)$$

V závislosti na délce trhliny lze jednotlivé veličiny znázornit graficky, jak je zřejmé z **obr. 3.4a**.



**Obr. 3.4:** Změna energií v tělese v závislosti na délce trhliny [Veles]

Z grafu je patrné, že do určité velikosti trhliny roste celková potencionální energie systému až do svého maxima, po jehož dosažení začne rychle klesat. Maximální hodnota energie odpovídá okamžiku zmiňovaném v 1. termodynamickém zákoně, kdy je soustava obecně schopna změnit svůj stav – konkrétně trhlina přechází ze stabilního stavu do nestabilního. Z maximální hodnoty energie je možné vypočítat kritickou délku trhliny  $c_{krit}$ , resp. kritické lomové napětí  $\sigma_f$ , protože první derivate celkové energie podle délky trhliny je v tomto bodě rovna nule:

$$\frac{\partial w}{\partial c} = \frac{d}{dc} \left( \frac{\sigma_N^2}{2E} - \frac{\pi\sigma_N^2 c^2}{E} + 4\gamma_s c \right) \rightarrow 0 - 2 \frac{\pi\sigma_N^2 c}{E} + 4\gamma_s = 0. \quad (3.14)$$

Z rovnice (3.14) lze vyjádřit zmíněnou  $c_{krit}$ :

$$c_{krit} = \frac{2E\gamma_s}{\pi\sigma_N^2}, \quad (3.15)$$

resp.  $\sigma_f$ :

$$\sigma_f = \left( \frac{2E\gamma_s}{\pi c} \right)^{1/2}. \quad (3.16)$$

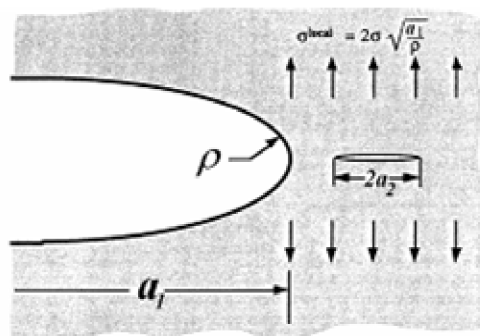
Rovnice 3.16 je nazývána *Griffithova*.

### 3.4 Modifikace Griffithovy teorie na tvárné materiály

Griffithův model předpokládá, že k šíření lomu dojde při naakumulování energie dostatečné k překonání meziatomových vazeb a k tvorbě nových povrchů při překonání kohezní pevnosti (viz rov. 3.8 a 3.16). Skutečné nominální lomové napětí je ale oproti předpokladu vyšší o 40 % [1]. Model tedy platí v případě ostré trhliny v ideálně křehkém tělese a model přestává odpovídat reálným hodnotám, pokud je rádius špičky trhliny  $\rho$  mnohem větší než mřížkový parametr  $a_0$ , protože model předpokládá, že  $c \gg t$ . Výpočet lomového napětí  $\sigma_f$  je díky tomuto předpokladu necitlivý na  $\rho$ .

Naopak zavedením rovnice 3.4, která zahrnuje závislost  $1/\rho$ , se při výpočtu nominálního napětí v součásti s trhlinou o radiusu  $\rho = 5 \cdot 10^{-6} \text{ m}$  dosáhne hodnot 100-násobně vyšších, než při použití Griffithovy energetické bilance. [1] uvádí, že skutečná nominální napětí se pohybují mezi uvedenými hodnotami vyplývajícími z Griffithovy a napětíové analýzy.

Aby mohla být Griffithova teorie šíření trhliny aplikovatelná i na kovové a jiné materiály schopné plastické deformace a obsahující trhlinu s poloměrem kořene o několik řádů větším, než je  $a_0$ , muselo se přistoupit k předpokladu, že před růstem trhliny dojde nejprve k nukleaci lomu. Typickým případem nukleace je rozevírání a postupné spojování ostrých mikrotrhlinek v blízkosti čela makroskopické trhliny, u kterého je koncentrovaná napjatost postačující k šíření mikrotrhlinek. To znamená, že nominální napětí i velikost mikrotrhlinek splní Griffithovo energetické kritérium zaručující dostatečnou hnací sílu k růstu trhliny, i za přítomnosti trhliny v plastickém materiálu s poloměrem  $\rho \gg a_0$  [1]. Tento proces šíření trhliny je v literatuře dobře popsán [1], [2], [10], [21] a pro názornost je naznačen na obr. 3.5\*.



Obr. 3.5: Kvazištěpný mechanismus nukleace tvárného lomu [1]

Aby Griffithova teorie poskytovala reálné výsledky v plastickém materiálu, musel být modifikován i výpočet lomového napětí. Podařilo se to nezávisle na sobě Irwinovi a Orowanovi, kteří do výpočtu zahrnuli další složku energie  $\gamma_p$ ,

\* Způsob takového šíření trhliny se nazývá *kvazištěpení*. Jde o tvárné porušování matrice iniciované štěpným mechanismem. K plastické deformaci vedoucí k tvárnému porušení dochází v oslabených místech mezi (mikro)trhlinami [Chlup].

tj. energie potřebné pro šíření trhliny. Zahrnuje práci plastické deformace\* potřebnou pro tvorbu nového povrchu lomové plochy a platí, že  $\gamma_p \gg \gamma_s$  [1]. Modifikovaná rovnice 3.16 má pak tvar

$$\sigma_f = \left( \frac{2E(\gamma_s + \gamma_p)}{\pi c} \right)^{1/2}. \quad (3.17)$$

Kromě  $\gamma_p$  je možné do výpočtu  $\sigma_f$  zahrnout mnoho dalších parametrů ovlivňujících energetickou bilanci stability trhliny. Může se započítat zakřivování a větvení šířící se trhliny, a dokonce by mělo být možné zahrnout efekt přemostění trhliny vláknou u kompozitního materiálu. Veškeré disipace (pohlcování) energie potřebné pro šíření trhliny se obecně zahrnují v energetickém členu  $w_f$ , kdy

$$w_f = \sum \gamma_i. \quad (3.18)$$

Vztah 3.17 se tedy může zapsat v konečné podobě ve tvaru

$$\sigma_f = \left( \frac{2Ew_f}{\pi c} \right)^{1/2}. \quad (3.19)$$

### 3.4.1 Hnací síla trhliny G

Na obr. 3.4b je znázorněný průběh kladných hodnot derivací funkcí  $\Delta w_{el}$  a  $\Delta w_f$ . V průsečíku přímk platí vztah vyplývající z rovnice 3.14:

$$\frac{\partial w_{el}}{\partial c} = \frac{\partial w_f}{\partial c}, \quad (3.20)$$

a tedy

$$\frac{\pi \sigma_N^2 c}{E} = 2w_f. \quad (3.21)$$

Levá strana rovnice 3.21 je závislá na podmínkách zatěžování a na velikosti trhliny. V diferenciálním tvaru představuje energii potřebnou k inkrementálnímu přírůstku trhliny  $c$  a jelikož je vypočítána z derivace rovnice bilance energie 3.13 podle přírůstku lomové délky, má význam síly [1]. Můžeme tedy psát, že

$$G = \frac{\pi \sigma_N^2 c}{E}, \quad (3.22)$$

---

\* V případě kovů je práce plastické deformace dána pohybem dislokací. V případě polymerů je dána natahováním a přetrháváním molekulárních řetězců.

kde  $G$  se nazývá *hnací síla trhliny* (*crack driving force*) a má rozměr [MN/m]. Může se ale vyjádřit i energetickou jednotkou [MJ/m<sup>2</sup>], a potom  $G$  představuje *rychlost uvolňování energie* (*energy release rate*). Toto pojetí je v souladu se situací na **obr. 3.4b**. Hodnota  $G$  při šíření trhliny plynule roste a při dosažení  $c = c_{krit}$  dosáhne kritické hodnoty  $G_c$ . Další růst  $G$ , resp. růst trhliny je způsoben jen naakumulovanou energií v průběhu zatěžování materiálu a při předchozím šíření trhliny. To je spojeno s poklesem celkové potenciální energie systému. Hodnota  $G_c$  je velmi důležitá při hodnocení šíření lomu v konstrukcích, protože definuje mezní hodnotu, při které přechází šíření trhliny ze stabilního do nestabilního stavu. Při překročení  $G_c$  dochází k rychlému poklesu celkové potenciální energie  $w$  tělesa s trhlinou a to umožňuje trhlině šířit se velmi rychle na velké vzdálenosti. Tento stav odpovídá křehkým katastrofálním lomům zasahujících často celou konstrukci (jak tomu bylo např. u lodí Liberty).

Pravá strana rovnice 3.21 je závislá jen na konstantních materiálových vlastnostech a představuje odpor materiálu proti nestabilnímu šíření trhliny  $R$  [24]

$$R = 2w_f. \quad (3.23)$$

Veličina  $R$  může - stejně jako  $G$  - dosáhnout kritické hodnoty  $R_c$ , a pak podle 3.21 platí rovnost

$$R_c = 2w_f = G_c. \quad (3.24)$$

Veličina  $G_c$  je v tomto případě nazývána *lomovou houževnatostí materiálu* a je experimentálně měřitelná. Jak je dokázáno v [1], nezávisí měření houževnatosti  $G_c$  na podmínkách zatěžování.

### 3.4.2 R – křivka: Grafické znázornění podmínek vzniku nestabilního lomu

Při analýze součásti s trhlinou o určité délce je velmi důležité vědět, zda při daném provozním zatížení dojde ke stabilnímu růstu trhliny, nebo dokonce k iniciaci nestabilního lomu. K šíření trhliny dojde vždy, když je splněna rovnice

$$G = 2w_f = R \quad (3.25)$$

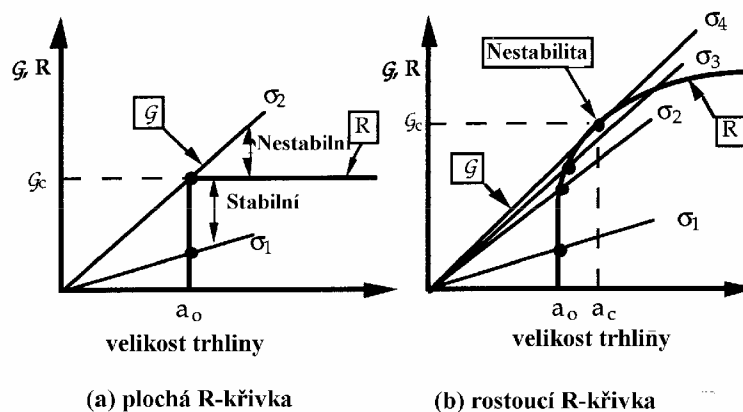
určující hnací sílu trhliny.

Charakter následného šíření trhliny ale závisí na schopnosti materiálu odolat zvětšené trhlíně ( $c + dc$ ), tzn. zda v sobě dokáže naakumulovat přírůstek energie  $dG/dc$ . Pro toto posouzení je vhodné použít veličinu  $R$  definující odpor materiálu proti nestabilnímu růstu trhliny (viz rovnice 3.23 a 3.21) a zjistit, jak se bude s rostoucí trhlinou měnit odpor materiálu  $dR/dc$  ve srovnání se změnou hnací síly trhliny  $dG/dc$ .

Pokud uvažujeme již zavedený model průchozí trhliny v nekonečné desce (**obr. 3.1**), platí rovnice 3.22 a při konstantním nominálním napětí platí lineární závislost  $G \approx c$ .

**Obr. 3.6a, b** znázorňuje  $R -$  křivku pro případ nestabilního a stabilního růstu trhliny v křehkém, resp. tvárném materiálu. Průběh křivky na **obr. 3.6a** nastane v případě, kdy odpor materiálu  $R$  nezávisí na změně délky trhliny a platí  $R = G_c$ . Začne-li se těleso s trhlinou o délce  $c_0$  ( $c_0 = a_0$ ) zatěžovat silou vyvolávající

nominální napětí  $\sigma_1$ , nedojde k růstu trhliny, protože v materiálu platí  $G < R$ . Zatížili se těleso napětím  $\sigma_2$ , dojde k rovnosti  $G = G_c = R$ . Po dosažení tohoto kritického stavu a po jakémkoli vyšším zatížení už materiál nedokáže odporovat rostoucí hnací síle trhliny  $G$  při konstantním odporu materiálu  $R$  vůči jejímu šíření. Díky tomu se trhlina začne šířit samovolně a bez nutnosti dalšího zatěžování – tj. nestabilně [1].



**Obr. 3.6:** R – křivka a) křehkého, b) tvárného materiálu [1]

Tvar R – křivky na **obr. 3.6a** je typický pro křehké materiály bez jakékoli možné plastické deformace, např. pro sklo či uhlíkové vlákno. Odpor materiálu  $R$  definovaný rovnicí 3.23 je dán pouze materiálovou charakteristikou  $\gamma_s$  a křivka má proto konstantní průběh.

Na **obr. 3.6b** je R – křivka typická pro tvárné materiály, u kterých je odpor materiálu  $R$  vůči šíření trhliny závislý na dalších disipačních složkách  $w_f$ . Při růstu trhliny dochází na její špičce ke zvětšování plastické zóny (viz kap. 3.4.4), [1], což vede k růstu  $R$ . Odpor  $R$  je tedy závislý na změně délky trhliny.

Při zatěžování plastického materiálu je trend křivky do určité hodnoty  $R$  stejný s křivkou křehkého materiálu ( $\sigma_1$  nezpůsobí růst trhliny). K růstu trhliny dojde až při nominálním napětí  $\sigma_2$  a  $\sigma_3$ , které vyvolá růst trhliny, protože již platí  $G = R$ . Trhlina se rozšíří o přírůstek  $\Delta c$  a zastaví se v okamžiku, kdy  $G < R$ . Růst trhliny při zatížení  $\sigma_2$  a  $\sigma_3$  je tedy stabilní a nehrozí katastrofální lom. Z R – křivky je možno stabilní šíření odvodit porovnáním rychlostí změn  $G$  a  $R$  s přírůstkem trhliny: v průsečíku hodnot  $G$  a  $R$  je při zatěžování napětím  $\sigma_2$  a  $\sigma_3$  rychlost změny  $G$  při šíření trhliny (tj.  $dG/dc$ ) nižší než rychlost změny  $R$  (tj.  $dR/dc$ ). Materiál při zatížení  $\sigma_2$  a  $\sigma_3$  dokáže odolat lomu.

Podmínku stabilního šíření trhliny lze tedy napsat takto:

$$\frac{dG}{dc} < \frac{dR}{dc} \quad (3.26)$$

V případě zatížení  $\sigma_4$  nebo větším dojde k nestabilnímu lomu; z R – křivky je to zřejmé při porovnání  $dG/dc$  a  $dR/dc$  v bodě tečny, kde  $dG/dc = dR/dc$ . Ize proto říci, že rychlost změn  $G$  i  $R$  si jsou při růstu trhliny rovny. Při větším zatížení než  $\sigma_4$  bude hodnota  $dG/dc$  vyšší než  $dR/dc$ . Pokud se rychlosti změn  $G$  a  $R$  promítnou do rovnice energetické bilance růstu trhliny 3.9, resp. 3.14, je evidentní,

že při nestabilním růstu trhliny dochází k vyrovnání, resp. ke snižování celkové potenciální energie systému. To odpovídá prvnímu termodynamickému zákonu podmiňujícímu nestabilitu systému. Podmínky nestabilního šíření trhliny jsou potom dány nerovnicí

$$\frac{dG}{dc} \geq \frac{dR}{dc}. \quad (3.27)$$

Okamžik nestability u plastického materiálu odpovídá kritické hodnotě lomové houževnatosti  $G_c$  a určuje se z experimentálně stanovené R-křivky, viz kap. 3.6.2.1.

V případě ideálně křehkého i plastického materiálu je nestabilní šíření trhliny podmíněno naakumulovanou elastickou energií vlivem zatěžování před dosažením hodnoty lomové houževnatosti, jejímuž uvolnění není materiál schopen odolat relaxací napětí ve formě plastické deformace. Nestabilní lom je proto křehký a je doprovázen rychlým uvolněním energie doprovázeným zvukovým efektem způsobeným šířením trhliny rychlostmi dosahujícími rychlosti zvuku v daném materiálu. Z toho vyplývá velká nebezpečnost nestabilního lomu.

### 3.4.3 Koeficient intenzity napětí

Podmínky, kdy dojde k nestabilnímu rychlému lomu, jsou závislé na dvou proměnných parametrech – na  $c_{krit}$ , resp.  $\sigma_f$ , jak uvádí rovnice 3.14 až 3.16. Irwin dále modifikoval Griffithův model a zavedl dvouparametrovou veličinu  $K$  popisující stav napjatosti v okolí trhliny závislé na obou parametrech současně a nazval ji *faktor intenzity napětí* [1], [2], [24].  $K$  lze vyjádřit úpravou rovnice 3.14 na následující tvar:

$$K = \sigma_N \sqrt{\pi c} = \sqrt{2E\gamma_s}. \quad (3.28)$$

Jelikož pravá strana rovnice závisí pouze na materiálových konstantách, je  $K$  závislé pouze na nominálním zatěžujícím napětí a na délce trhliny.

Zároveň lze nalézt přímou souvislost  $K$  s *hnací silou trhliny*  $G$ , která popisuje změny celkové energie tělesa při růstu trhliny [1]. Pomocí rovnic 3.22 a 3.28 lze napsat závislost  $G$  na  $K$  ve tvaru:

$$G = \frac{K^2}{E}. \quad (3.29)$$

V [1] je dokázáno, že  $G$  a  $K$  mají mezi sebou přímou souvislost i v jiných případech, než je zatěžování malé, průchozí trhliny v nekonečné stěně o jednotkové tloušťce, ve které převládá rovinná napjatost. Irwin odvodil vztah mezi  $G$  a  $K$  platný pro obecnou konfiguraci tělesa s trhlinou, ve které působí rovinné deformace:

$$G = \frac{1-\mu}{2G'} K_I^2 = \frac{1-\mu^2}{E} K_I^2, \quad (3.30)$$



kde  $\mu$  je Poissonovo číslo,  $G'$  je modul pružnosti ve smyku a  $K_I$  je faktor intenzity napětí při tahovém rozevírání trhliny\*.

Kritické hodnoty  $G_c$ , resp  $K_c$  jsou tedy ve stavu RD menší a při jejich experimentálním vyhodnocování je proto požadováno, aby konfigurace tělesa s trhlinou stav RD zabezpečovala. Rovnice 3.30 je důležitá při určování hodnot lomové houževnatosti  $G_{Ic}$  a  $K_{Ic}$ . Na jejím základě se počítají i elastické složky lomové houževnatosti v elasticko-plastické lomové mechanice.

### 3.4.4 Analýza napjatosti v okolí čela trhliny

Zavedená modifikovaná Griffithova teorie dobře platí u křehkých materiálů, ale nelze ji uplatnit u kovových a jiných tvárných materiálů, protože neuvažuje plasticky deformované oblasti v okolí čela trhliny způsobené koncentrovaným napětím. Nemožnost posouzení plastické deformace tím pádem brání ve výpočtu správné hodnoty lomové houževnatosti  $G_{Ic}$ , protože nelze vypočítat odpor materiálu  $R = \gamma_s + \gamma_p$ .

V případě zatěžování součásti z izotropního lineárně-elastického materiálu je možné odvodit vztah popisující napjatost v okolí čela trhliny pomocí vztahu uvedeného v [1], [10], ve kterém je první člen v bezprostřední blízkosti trhliny úměrný pouze

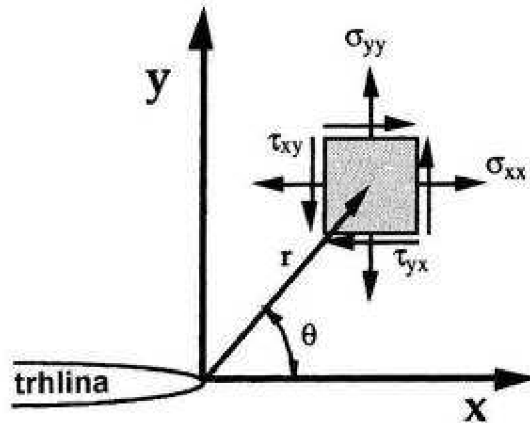
$$\frac{1}{\sqrt{r}},$$

kde  $r$  je vzdálenost od čela trhliny a blíží se nule. Citovaná rovnice vychází z polynomického rozvoje nekonečné řady tenzoru napětí  $\sigma_{ij}$  v tělese s trhlinou [10] a její druhý a další členy závisí pouze na geometrické funkci ( $f_{ij}$ ) a na polárních souřadnicích ( $r, \theta$ ) zatěžovaného bodu (obr. 3.7). V případě zatěžování ostré trhliny ( $r \rightarrow 0$ ) lze tyto členy zanedbat a modifikovat tenzor na tvar

$$\sigma_{ij} = \left( \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \right) \cdot f_{ij}(\theta). \quad (3.31)$$

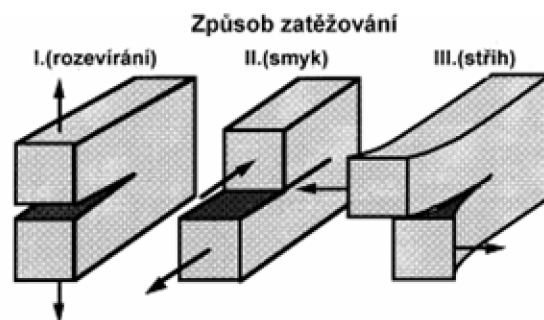
---

\* Způsob zatěžování trhliny ovlivňuje výpočet napjatosti v okolí trhliny, viz kap. 3.4.4.



Obr. 3.7: Napjatost v okolí čela trhliny v polárních souřadnicích [1]

Geometrické funkce  $f_{ij}(\theta)$  závisí na směru zatěžování v osách x, y, z a jsou uvedeny v [1], [10].  $K$  je závislé jen na způsobu zatěžování trhliny (obr. 3.8). Faktor  $K$  se tedy uvádí ve třech variantách podle způsobu - módu zatěžování trhliny:  $K_I$ ,  $K_{II}$  a  $K_{III}$ .

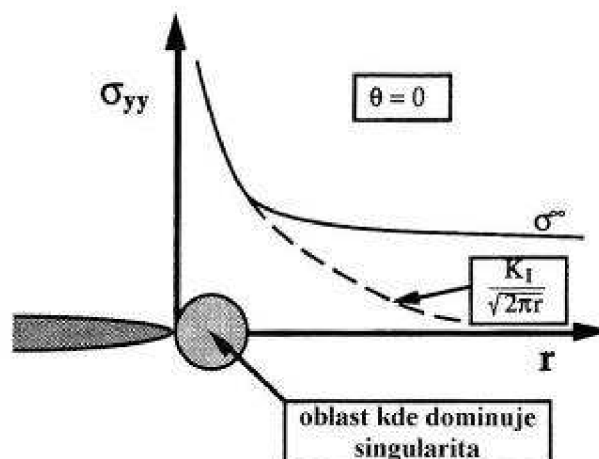


Obr. 3.8: Módy zatěžování trhliny [1]

V případě tahového módu zatěžování a při  $\theta = 0^\circ$  platí:

$$\sigma_{xx} = \sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}}. \quad (3.32)$$

Napjatost na čele trhliny, zanesená podle rovnice 3.32 do grafu na obr. 3.9, evidentně nabývá při  $r = 0$  nekonečné hodnoty a v blízkosti trhliny nastává oblast singularity. Napětí nekonečné velikosti ale materiál nemůže přenášet, a při singularitě musí dojít ke křehkému lomu, nebo k relaxaci napětí plastickou deformací. U tvárných materiálů tak vzniká plasticky ovlivněná zóna o velikosti úměrné koncentrovanému napětí. Z obr. 3.9 je také patrná omezená platnost rov. 3.32, protože skutečná napjatost v materiálu je mimo singulární oblast dána nominálním napětím, v případě nekonečné desky napětím  $\sigma^\infty$ .



**Obr. 3.9:** Teoretická a skutečná napjatost tělesa s trhlinou a singularita na čele trhliny [1]

Velikost plastické zóny lze odvodit z rov. 3.32. Při úvaze, že k plastické deformaci dojde při dosažení meze kluzu  $R_e$  lze napsat:

$$r_y = \frac{1}{2\pi} \left( \frac{K_I}{R_e} \right)^2. \quad (3.33)$$

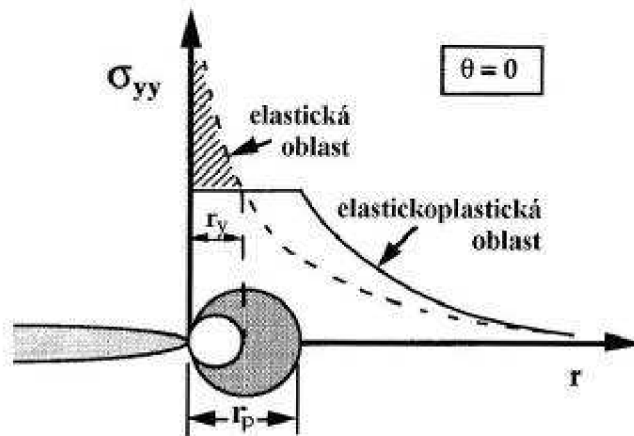
Tato rovnice je ale založena pouze na elastickém řešení. V případě, že dojde k deformaci, musí dojít i k přerozdělení napětí tak, aby byly splněny podmínky rovnováhy. Důsledek zachování rovnováhy je ve změně napjatosti u ideálně elastického a elasticko-plastického materiálu. Na **obr. 3.10** průběh napětí v elastickém materiálu dosahuje vysoké kohezní pevnosti dosažitelné na čele trhliny, zatímco v elasticko-plastickém materiálu dosahuje maximálně meze kluzu, protože větší napětí takový materiál nedokáže přenést. Aby byly splněny podmínky zachování rovnováhy, musí vzrůst velikost plastické zóny. Na **obr. 3.10** je dosažená rovnováha daná rovným obsahem ploch pod křivkami elastického a elasticko-plastického materiálu, což lze dokázat výpočtem [1]:

$$R_e \cdot r_p = \int_0^{r_y} \left( \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r_p}} \right) dr \quad \rightarrow \quad r_p = \frac{1}{\pi} \left( \frac{K_I}{R_e} \right)^2. \quad (3.34)$$

Získaná velikost plastické zóny  $r_p$  je tedy dvakrát větší, než předpokládá rovnice "singularity" 3.32.

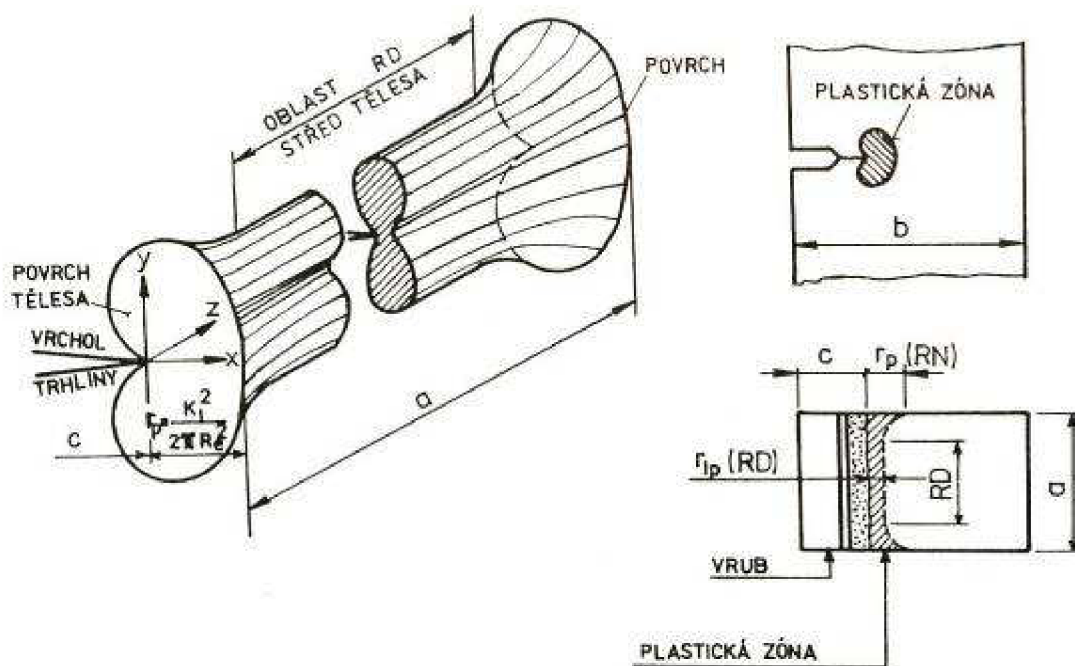
Výše uvedené výpočty plastické zóny platí pro stav rovinné napjatosti (RN), která působí v blízkosti volného povrchu tělesa. V případě rovinné deformace (RD) působící uprostřed tělesa, kdy nejsou uvažovány deformace v ose z kvůli působící trojosé napjatosti, je velikost plastické zóny menší [1], [10]:

$$r_p = \frac{1}{6\pi} \left( \frac{K_I}{R_e} \right)^2. \quad (3.35)$$



**Obr. 3.10:** Napjatost v elastickém a elasticko-plastickém materiálu [1]

Model stavu plastické zóny při stavu rovinné napjatosti a rovinné deformace znázorňuje **obr. 3.11**. Z obrázku je patrné, že v průřezu tělesa se stav rovinné deformace v určité vzdálenosti od volného okraje začíná měnit na stav rovinné napjatosti.



**Obr. 3.11:** Model tvaru plastické zóny při RD a RN [24]

Dosud uvedené teorie o stabilitě šíření trhliny v materiálu se zakládaly na podmínce, že platí lineární změny  $G$  v závislosti na  $\sigma$  a s šířící se trhlinou. Tyto předpoklady postačují k hodnocení lomové houževnatosti u materiálů, ve kterých se šíří trhliny štěpným mechanismem. U tvárných materiálů, ve kterých se koncentrovaná napětí relaxují v podobě plastické deformace před čelem šířící se

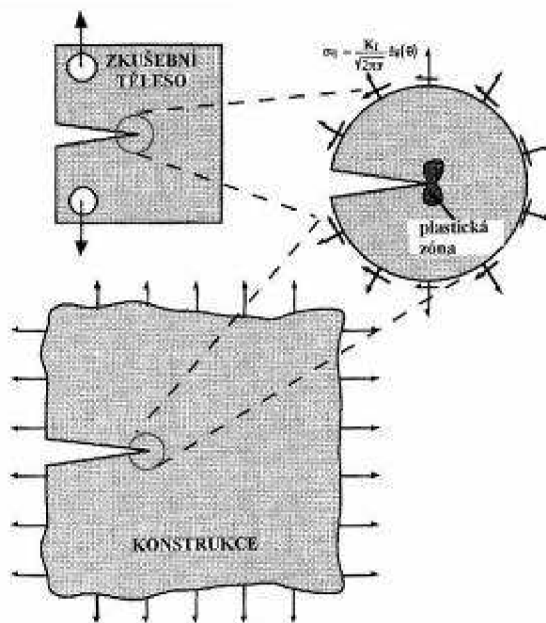
trhliny, ale “griffithovské“ teorie neplatí, protože s plastickou deformací je spojena nelinearita zatížení a deformace,  $\sigma$  a  $\varepsilon$ .

Jak lze hodnotit lomovou houževnatost tvárného materiálu lineárními vztahy a jaké jsou pro to omezení a jak lze přesně hodnotit tvárné materiály s probíhající rozsáhlou plastickou deformací v okolí trhliny bude popsáno v následujících kapitolách 3.6.1 a 3.6.2.

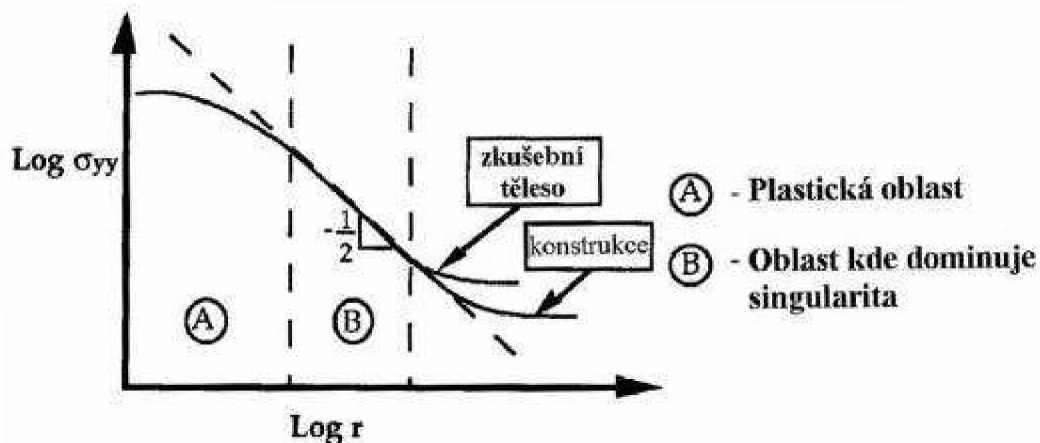
### 3.5 Lineárně-elastická lomová mechanika (LELM)

LELM je založena na předpokladu, že porušování tělesa probíhá v oblasti elastické deformace a že plastická deformace u čela trhliny je velmi malá. U materiálů, které jsou schopny relativně velké plastické deformace, jsou potřebné podmínky splnitelné při převládající rovinné deformaci. Lom tělesa je v tom případě křehký bez makroplastických deformací. Toto hodnocení lomového procesu je výhodné, protože čím menší bude zplastizovaná oblast, tím více se projeví vliv mikrostrukturních součástí matrice [21].

Lomová houževnatost je podle principů LELM kvantifikována faktorem intenzity napětí  $K_I$ , který má přímou souvislost s hnací silou trhliny  $G$ . Při zkoušení laboratorních vzorků je nutné, aby lom probíhal stejně jako v konstrukci, pro jejíž materiál je lomová houževnatost určována. Tuto ekvivalenci dokumentuje **obr. 3.12**. Analýzou vytyčené shodné oblasti kolem trhliny ve vzorku i konstrukci lze zjistit, že podmínky vzniku plastické zóny a napjatosti uvnitř disku jsou funkcí jen okrajových podmínek a materiálu [1]. Na **obr. 3.13** je graf závislosti napětí na vzdálenosti od trhliny. Zde okrajové podmínky LELM dané rovnicí 3.32 určují oblast singularity B, ve které je obsažena i oblast A určující velikost plastické zóny. Ekvivalence hodnot  $K_I$  u vzorku i konstrukce je pak tedy splněna tehdy, je-li plastická zóna menší než oblast singularity. K lomu v obou případech poté dojde při dosažení stejných hodnot lomové houževnatosti  $K_{Ic} = K_{Ic}$ , která je při těchto podmínkách materiálovou charakteristikou závislou jen na chemickém a strukturním složení materiálu a na podmínkách zatěžování [1], [24].



**Obr. 3.12:** Ekvivalence mezi zkušebním vzorkem a konstrukcí [1]



Obr. 3.13: Podmínka splnění ekvivalence [1]

### 3.5.1 Vliv rozměrů zkušebního tělesa

Kromě vlivu teploty (viz [1], [10]) má na hodnotu lomové houževnatosti největší vliv rozměr tělesa. Napjatost v tělese je silně ovlivněna vzdáleností od volného povrchu – viz obr. 3.11. Aby byla co nejmenší poměrná část průřezu vzorku ovlivněna povrchem, resp. aby hodnota  $K_c$  byla co nejméně ovlivněna stavem RN, musí mít vzorek dostatečnou tloušťku v porovnání s velikostí plastické zóny, tj.  $B \gg r_p$ . Závislost houževnatosti na tloušťce vzorku a na vyskytující se RN a RD je na obr. 3.14.

Hodnota  $K_{Ic}$  je definovaná [1] jako

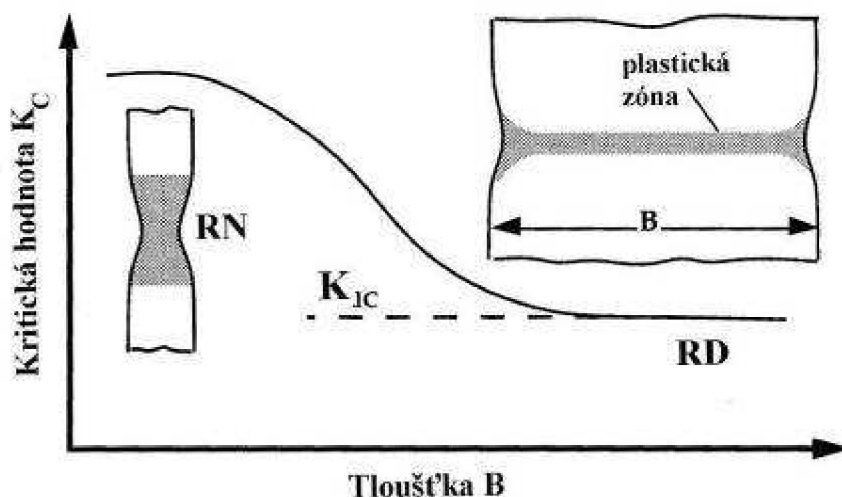
*„lomová houževnatost určená za podmínek RD při kvazistatickém zatěžování“*

a hodnota  $K_c$  jako

*„kritická hodnota faktoru intenzity napětí v okamžiku lomu, při němž není splněna podmínka RD“.*

Ve stavu RD lze lomovou houževnatost vyjádřit vztahem [24]

$$G_{Ic} = \frac{K_{Ic}}{E} (1 - \mu^2). \quad (3.36)$$



Obr. 3.14: Závislost kritické hodnoty faktoru intenzity na tloušťce vzorku [1]

### 3.5.2 Omezení platnosti LELM

Z uvedených podmínek zaručujících ekvivalenci hodnot lomové houževnatosti vyplývají omezení geometrie zkušebních těles. Normami zavedená podmínka je [11]:

$$\min.[a, B, (W - a)] \geq 2,5 \left( \frac{K_I}{R_e} \right)^2 \quad (3.37)$$

kde  $a$  je délka trhliny,  $B$  je tloušťka a  $W$  je šířka vzorku. Rovnice je odvozená na základě zavedení hodnoty  $r_p$  při RD (rov. 3.35)\* [1]. Obr. 3.15 je modifikací obr. 3.14, kde je kritická tloušťka ( $B = a$ ) naznačena. Na obrázku je zajímavé si povšimnout, jakým způsobem se porušuje tvárný materiál při rovinné napjatosti. V případě tenkých plechů probíhá lom smykovým mechanismem typickým skloněnou lomovou rovinou pod úhlem 45° v úči směru namáhání\*\*.

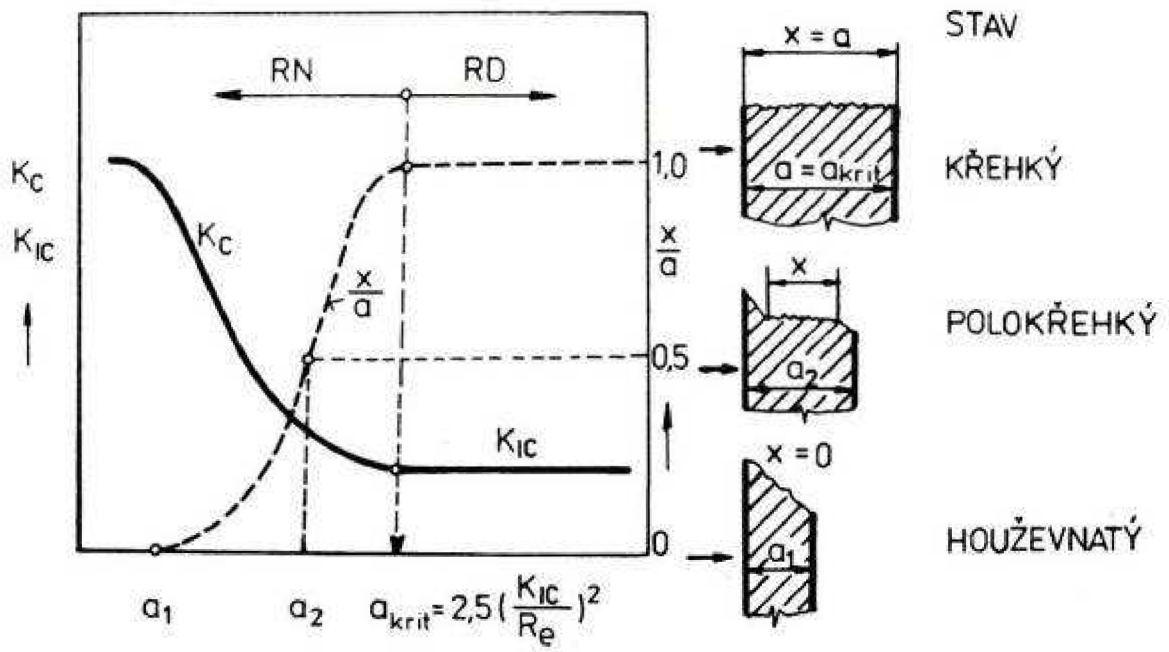
Dalším omezením zaručujícím splnění okrajových podmínek (rov. 3.32) je, že

$$\frac{F_c}{F_Q} \leq 1,1, \quad (3.38)$$

kde  $F_c$  je lomová síla a  $F_Q$  je síla určená z diagramu  $F - V$ , resp.  $F - f$  5% sečnou [11]. Splněním silové podmínky by mělo být dosaženo malé plastické zóny před trhlinou.

\*Je vhodné doplnit, že uvedený vztah byl stanoven pro oceli a slitiny hliníku [1], [24].

\*\* Při zkoušení lomové houževnatosti VKL docházelo u tenkých duralových plechů právě ke smykovému lomu.



Obr. 3.15: Závislost  $K_c$  na tloušťce  $a$  [24]



### 3.6 Elasticko-plastická lomová mechanika (EPLM)

Houževnatost materiálů a těles nesplňujících okrajovou podmínku LELM o velikosti plastické deformace před šířící se trhlinou může být popsána pomocí parametrů EPLM – rozevření trhliny CTOD (crack tip opening displacement) a křivkový J integrál.

#### 3.6.1 CTOD

U houževnatých materiálů dochází při tahovém rozevírání trhliny (mód I) k otupování jejího ostrého čela (**obr. 3.16**). Toto zaoblení se zvětšuje až do okamžiku iniciace lomu součásti. Mezní velikost zaoblení proto lze brát jako kritickou hodnotu přímo vztaženou k lomové houževnatosti  $K_{Ic}$ , která je úměrná houževnatosti daného materiálu. Dnes je přesné měření zaoblení normováno **[11]**, **[2]** a uvádí se jako CTOD, resp.  $\delta$ .

Přímý vztah lomové houževnatosti  $K_{Ic}$  k  $\delta_{Ic}$  lze odvodit při úvaze, že na čele trhliny existuje malá plastická zóna (**obr. 3.17**). Plastická zóna způsobí, že se trhlina chová jako by byla delší o  $r_p$  (rov. 3.33) **[1]**. Odhad rozevření lze poté vypočítat zavedením efektivní délky trhliny  $a_{ef}$ :

$$a_{ef} = a + r_p \quad (3.39)$$

a posunutí  $u_y$ :

$$u_y = \frac{\kappa+1}{2G'} K_I \sqrt{\frac{r_y}{2\pi}}, \quad (3.40)$$

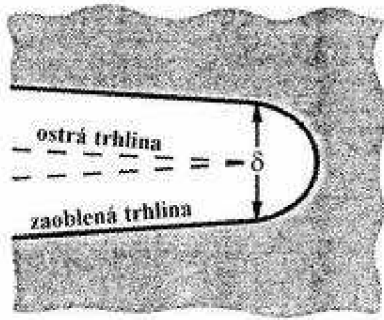
kde  $G'$  je modul pružnosti ve smyku a  $\kappa \cong 4$  (viz. **[1]**). Zavedením rov. 3.33 do 3.40 pak rozevření trhliny  $\delta$  je

$$\delta = 2u_y = \frac{4}{\pi} \frac{K_I^2}{R_e E}. \quad (3.41)$$

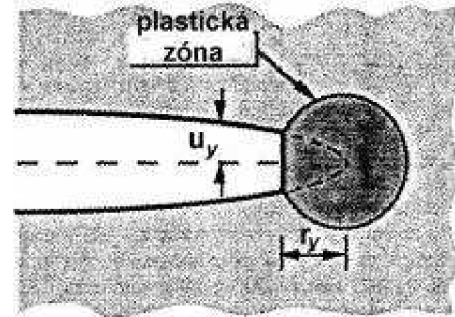
V literatuře pak bývá uváděn obecný vztah (pro mód I) **[1]**

$$\delta_I = \frac{K_I^2}{m R_e E} = \frac{G_I}{m R_e}, \quad (3.42)$$

kde  $m = 1$  při RN a  $m = 2$  při RD.

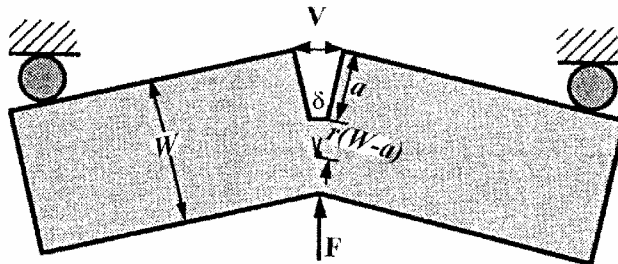


Obr. 3.16: Otupování čela trhliny [1]



Obr. 3.17: Efektivní délka trhliny [1]

Experimentální určování  $\delta$  je dnes prováděno měřením rozevření vyústění trhliny na vzorku\*. Výpočet je založen na předpokladu, že zatěžované těleso se skládá ze dvou tuhých polovin otočných kolem plastického kloubu [1] znázorněném pro případ tříbodového ohybu na obr. 3.18.



Obr. 3.18: Rozevření trhliny při tříbodovém ohybu [1]

Potom z podobnosti dvou trojúhelníků lze odvodit vztah

$$\frac{\delta}{r(W-a)} = \frac{V}{r(W-a)+a}, \quad (3.43)$$

kde  $r$  je rotační součinitel v plastické oblasti rozevření trhliny. Odtud je rozevření trhliny

$$\delta = \frac{r(W-a)V}{r(W-a)+a}. \quad (3.44)$$

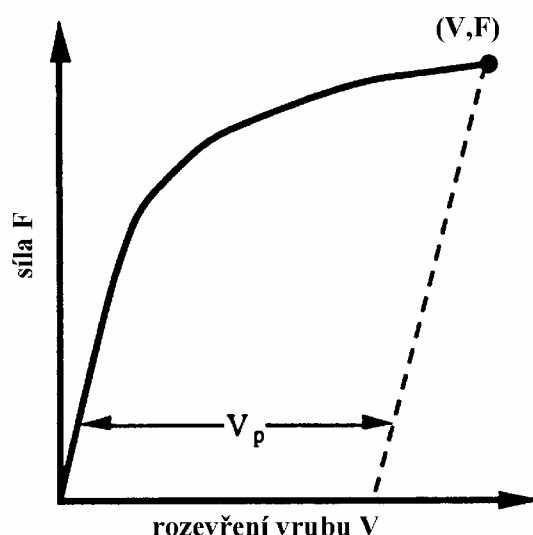
Hodnota  $r$  je dána vztahem uvedeným v [2], [11].

Rovnice 3.44 zahrnující plastický kloub znamená, že při změřeném rozevření ústí trhliny nastane rozměrná plastická deformace.  $\delta$  z rov. 3.44 proto nabývá mnohem větších hodnot než  $\delta$  určené podle rov. 3.42 uvažující jen elastické deformace. Celkové  $\delta$  je potom dáno vztahem složeným z obou uvedených rovnic:

\* CTOD se někdy proto nazývá CMOD – crack mouth opening displacement, nebo pouze COD.

$$\delta = \delta_{el} + \delta_p = \frac{K_I^2}{mR_e E'} + \frac{r_p(W-a)V_p}{r_p(W-a)+a}. \quad (3.45)$$

Zavedením rov. 3.45 je získána závislost rozevření  $V$ , které probíhá při nelineárním zatěžování v oblastech plastické deformace. Závislost  $F - V$  má totiž stejný charakter jako tahový diagram (obr. 3.19). Z diagramu lze určit elastické a plastické složky rozevření stejným způsobem jako elastické a plastické deformace v tahovém diagramu.



Obr. 3.19: Závislost  $F - V$  při měření  $\delta_c$  [1]

V okamžiku lomu platí, že  $\delta = \delta_c$  a tato hodnota je „charakteristikou odolnosti materiálu proti iniciaci křehkého porušení v elasticko-plastické oblasti a je lomovou houževnatostí  $\delta_{lc}$  určenou z rozevření ústí trhliny při splnění podmínky rovinné deformace [11]

$$\min.[a, (W - a)] \leq 50\delta_c. \quad (3.46)$$

### 3.6.2 J integrál

Křivkový J integrál poprvé odvodil Rice, který jej použil pro popis rychlosti uvolňování energie na čele šířící se trhliny obsahující větší plastickou zónu, než kterou vymezuje LELM [10]. Rice postuloval teorii nelineárně-elastického tělesa, které se při zvyšování zatížení chová identicky s nelineárně-plastickým, viz [1]. Zavedl funkci hustoty energie deformace [10], [24] pro případ lineárně-elastického tělesa zatíženém tahovým napětím

$$\omega = \int_0^{\varepsilon} \sigma_y d\varepsilon_y = \frac{1}{2} \sigma \varepsilon = \frac{1}{2} \frac{\sigma^2}{E}, \quad (3.47)$$

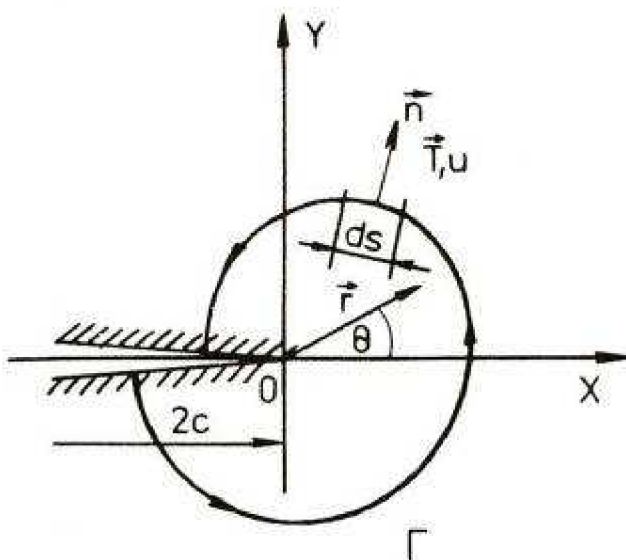
kteřou jde vyjádřit i podílem energie deformace  $W$  a objemu tělesa  $V_o$

$$\omega = \frac{W}{V_o}. \quad (3.48)$$

Křivkový J integrál potom vyjadřuje hustotu deformační energie po uzavřené cestě od jednoho povrchu trhliny k druhému kolem čela trhliny (**obr. 3.20**) a je definován vztahem [10], [24]

$$J = \int_{\Gamma} \left( \omega dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \right), \quad (3.49)$$

kde  $T_i = \sigma_{ij} n_j$  jsou síly působící ve směru normál křivky  $\Gamma$ ,  $u_i$  je vektor přemístění a  $s$  je délka oblouku na křivce.



**Obr. 3.20:** Grafické znázornění J integrálu,  $c = a$  [24]

Pokud je integrační cesta vedena čelem trhliny, pak  $T_i = 0$ , protože na volném povrchu nemůže působit normálová síla [24]. Integrál pak nabývá tvaru

$$J = -\frac{d\omega}{da}, \text{ resp. } J = -\frac{dU}{da} \quad (3.50)$$

a vyjadřuje úbytek potenciální energie tělesa  $dU$  při zvětšení trhliny o  $da$  [24].

V případě LELM je  $J = G$  a jeho hodnota může být zpětně přepočítána na faktor intenzity napětí, což je velmi důležité pro porovnání experimentálních dat [1], [10], [24].

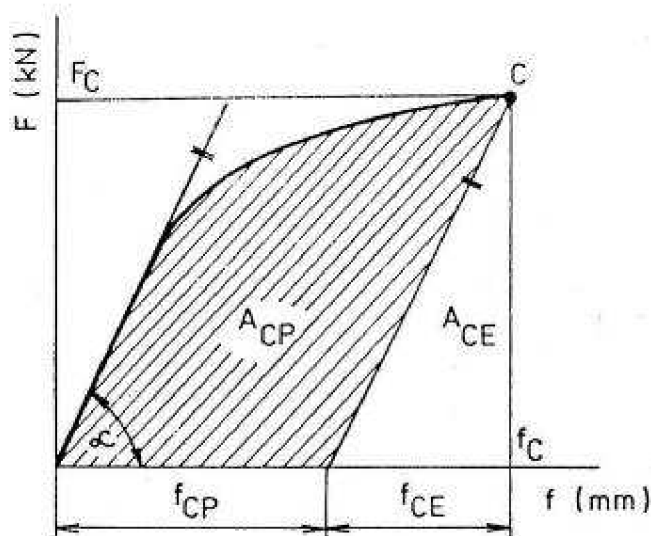
Pokud se zatěžování uskutečňuje až v nelineární oblasti, LPLM neuvažuje  $J$  jako energii potřebnou pro šíření trhliny, ale stále platí, že  $J$  je roven rozdílu potenciální energie podle 3.50. Hodnoty  $J$  lze podle vztahu 3.50 vypočítat experimentálně a to u nejrůznějších typů těles s trhlinou, protože  $J_c$  charakterizuje intenzitu napjatosti na čele trhliny v okamžiku lomu tělesa [1]. Podobně jako u CTOD lze měřit  $J_c$  v okamžiku lomu po proběhlé nelineární plastické deformaci. Výpočet hodnoty  $J_c$  se rozdělí do dvou členů, elastického a plastického. Elastický člen  $J_{ec}$  odpovídá hodnotě získané pomocí LELM a je úměrný  $K_c^2$ . Plastický člen  $J_{plc}$  se vypočítá z práce plastické deformace  $A_{pl}$  úměrné ploše pod křivkou zatěžovacího diagramu  $F - f$ , kde  $f$  je přemístění síly  $F$  (obr. 3.21). Výsledný tvar  $J$  integrálu pak má tvar

$$J_c = J_{ec} + J_{plc} = \frac{1-\mu^2}{E} K_c^2 + \frac{A_{pl} X_i}{B(W-a)}, \quad (3.51)$$

kde  $X_i$  je součinitel definovaný pro dané zkušební těleso.

„Vypočítaná hodnota  $J_c$  je charakteristikou odolnosti materiálu proti iniciaci křehkého porušení v elasticko-plastické oblasti a je lomovou houževnatostí  $J_{lc}$  určenou z  $J$  integrálu při splnění podmínky rovinné deformace

$$\min.[a, B, (W-a)] \geq 50 \frac{J_c}{R_e + R_m} \text{“; [11].} \quad (3.52)$$



**Obr. 3.21:** Energie plastické deformace rovnající se ploše pod křivkou diagramu  $F - f$  [11]

\* Druhý výraz se užívá častěji.

### 3.6.2.1 J – R křivka

V kapitole 3.4.2 byly definovány podmínky, kdy se trhlina šíří v tvárném materiálu stabilně až do kritické hodnoty  $G_c$ , po které následuje nestabilní lom. Jelikož  $J$  integrál dobře popisuje podmínky růstu trhliny i při velkých plastických deformacích, je výhodné jej uvést do relace s růstem trhliny  $\Delta a$ . Závislost změny  $J$  na změně délky trhliny  $\Delta a$  se experimentálně určuje dvěma způsoby:

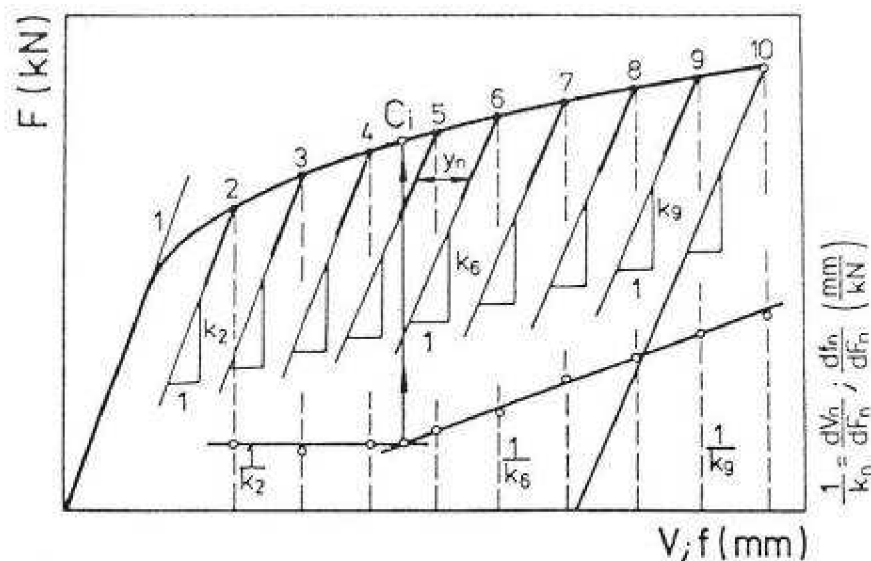
- metodou několika těles,
- metodou jednoho tělesa.

Protože v experimentální části bude využívána jen druhá varianta, bude věnována pozornost pouze jí. Obě metody jsou popsány v [1], [11].

#### Metoda jednoho tělesa:

Při této metodě se stanovuje diagram  $F - f$ , resp.  $F - V$ , při kterém se od určité hodnoty zatížení v elasticko-plastické oblasti v pravidelných intervalech částečně odlehčuje a opět zatěžuje zkušební těleso s trhlinou (**obr. 3.22**). Ze směrnic úseček vzniklých opakovaným zatěžováním se určí elastická poddajnost  $C$  a sleduje se její změna v závislosti na hodnotě  $F - f$ . Elastická poddajnost tělesa je dána vztahem [1], [11]

$$C = \frac{dV}{dF}, \text{ resp. } C = \frac{df}{dF}. \quad (3.53)$$

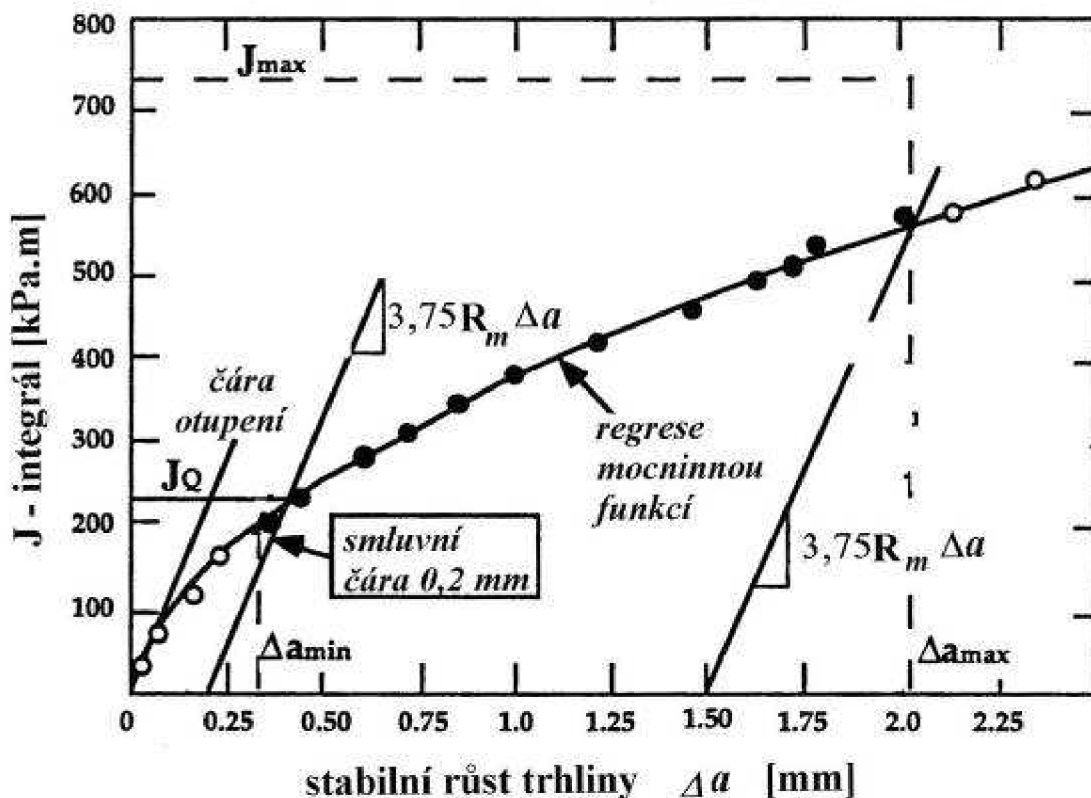


**Obr. 3.22:** Určení kritického okamžiku začátku stabilního šíření trhliny ze změny elastické poddajnosti [11]

Jelikož je elastická poddajnost přímo závislá na délce trhliny, je počátek změny elastické poddajnosti roven počátku stabilního šíření trhliny; závislost dokumentuje **obr. 3.22**. Začátek růstu elastické poddajnosti definuje kritickou sílu  $F_c$  způsobující začátek růstu trhliny. Takto určená síla se potom zavádí do výpočtů  $J_c$ . Velikost

změny délky trhliny v závislosti na změnách elastické poddajnosti určují polynomické vztahy normované v [4]. Změny délky trhliny se určují také opticky.

Z vyhodnocených hodnot  $J$  integrálu a změn délky trhliny  $\Delta a$  pak lze sestavit  $J - R$  křivku, jejíž konstrukci a vyhodnocení určuje [4], [11]; typická podoba  $J - R$  křivky je uvedena na obr. 3.24, kde hodnota  $J_0$  určuje smluvní hodnotu  $J_c$  při stabilním nárůstu trhliny o 0,2 mm\*.



Obr. 3.24:  $J - R$  křivka; stanovení smluvní hodnoty  $J_0$  pomocí čáry otupení [1]

\* Zavedení smluvní hodnoty  $J_0$ , resp.  $J_{0,2}$  má stejnou příčinu, jako zavedení smluvní hodnoty meze kluzu  $R_{p0,2}$ .

## 4. VLÁKNO-KOVOVÉ LAMINÁTY

Vláknokovové lamináty jsou, jak bylo uvedeno v úvodu, vysoce heterogenním J – R krivku strukturním systémem, kterého se využívá k mnohonásobnému zlepšení specifických mechanických vlastností. Primárně mají VKL vysokou měrnou pevnost v tahu, která je při konstruování letadel dominantním faktorem při výběru materiálu. Tato zásadní vlastnost VKL ale není postačující k udržení bezpečnosti konstrukce. Aby byl materiál nakonec vybrán, musí mít zejména výbornou odolnost proti únavě, korozi a dalším degradačním vlivům prostředí. V neposlední řadě musí mít i dobrou lomovou houževnatost, specififikující schopnost materiálu odolávat šířícím se trhlinám iniciovaným při výrobě a v průběhu života součásti. VKL používané v letectví se staly oblíbenými zejména proto, že splňují všechny uvedené požadavky.

Lomová houževnatost VKL je mnohem lepší než u klasických laminátových kompozitů (vrstvených jen z vláken zakomponovaných v pojivu). Je to díky tenkým kovovým plechům dodávajícím materiálu potřebnou houževnatost. Trhliny kolmé k tahovému zatížení probíhající napříč vrstvami VKL se šíří stabilním růstem až do délky několika milimetrů (v případě zkoušených vzorků pro třibodový ohyb) a výskyt katastrofálního lomu je výrazně eliminován.

Z vysoké heterogenity vyvstává problematická měření lomové houževnatosti VKL. Základní teorie lomové mechaniky se opírá o šíření trhliny a lomu v homogenním materiálu, ve kterém se neuvažují tak velké překážky, jakými jsou vlákna přemostující trhlínu. Z toho vyplývá i omezená platnost norem pro stanovení hodnoty lomové houževnatosti. Všechny dodnes vydané normy jsou zaměřeny na kovové materiály, pro které specifikují přesné podmínky a provedení zkoušek. Tyto normy jsou modifikovatelné jen pro keramiku či plasty.

Zásadní omezení vyplývající z norem při měření lomové houževnatosti VKL jsou dovolené rozměry vzorků. Plechy z VKL prakticky nikdy nedosahují tloušťky požadované u kovových materiálů a nejen proto u nich není možné dosáhnout rovinných deformací u čela trhliny. Stanovení správné hodnoty lomové houževnatosti, která by nebyla jen orientační, ale měla jasnou vypovídající schopnost a reprodukovatelnost, je z uvedených důvodů možné docílit pouze správnou interpretací matematicko-fyzikálních vztahů používaných v normách a důslednou analýzou způsobu šíření trhliny ve VKL v průběhu zkoušky. Prvního požadavku je možné dosáhnout vhodnou aplikací již zavedené teorie lomové houževnatosti v normách. Aby byla možná správná interpretace šíření trhliny, bude v experimentální části práce uvedena fraktografická analýza lomové plochy VKL.

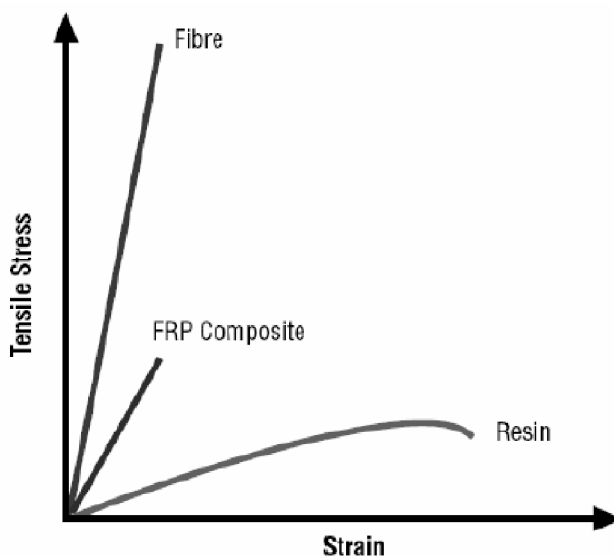
Dalším problémem při ověřování reprodukovatelnosti výsledků je fakt, že měření lomové houževnatosti je z celosvětového hlediska v případě VKL málo probádanou oblastí. V minulosti bylo publikováno jen málo recenzovaných článků, ve kterých byla popsána metodika a uvedeny výsledky měření. V těchto člancích byly navíc zkoumány jiné typy VKL, než jsou hliníko-uhlíkové, kterými se zabývá tato práce; šlo o VKL se skelnými, popř. aramidovými vlákny, viz [6], [7], [8], [9], [20], [25]. Zkoušení lomové houževnatosti bude ale koncipováno se zřetelem na již ověřené postupy a při závěrečném hodnocení budou nově získané výsledky konfrontovány s výsledky dříve publikovanými, i když týkajícími se VKL jiného typu.



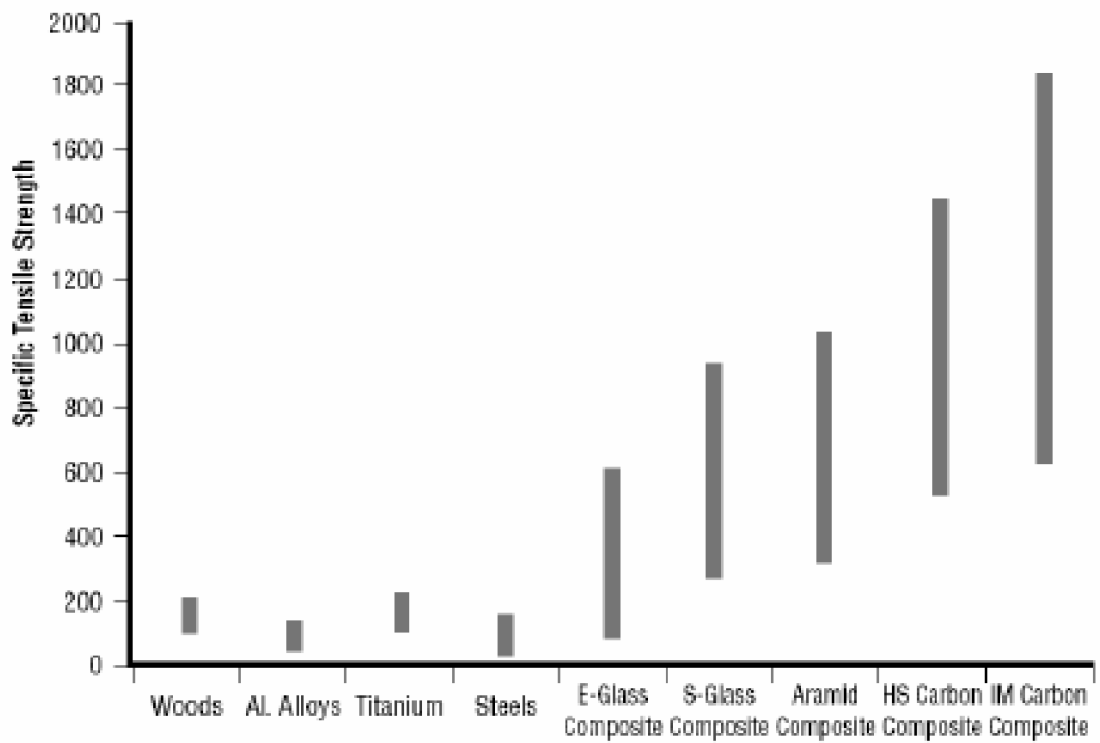
## 4.1 Mechanické vlastnosti laminátových kompozitů

Kompozitní materiál je definován podmínkou, že se skládá nejméně ze dvou heterogenních složek tvořících matici a vyztužující komponenty. Matrice má obecně funkci pojiva a plní funkci přenašeče aplikovaného napětí do celého objemu kompozitu. Další funkcí matrice je tvořit kompaktní materiál, chránit vyztužující prvky proti abrazi či rázu a zaručit snadnou formovatelnost. Vyztužující komponenty dávají kompozitu svými vlastnostmi vysokou pevnost a tuhost a zlepšují další mechanické vlastnosti, jako např. odolnost proti únavě a křehkému porušení.

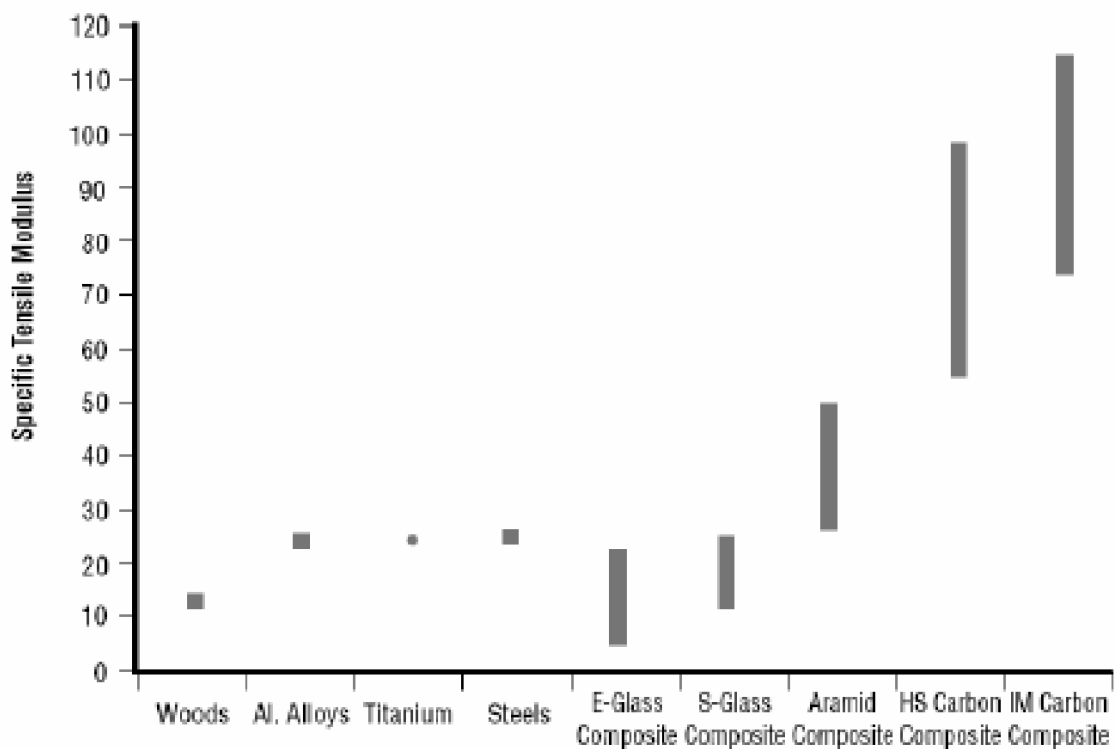
U laminátových kompozitů je matrice většinou tvořena polymerními termosety, popř. termoplasty; těch se ale v konstrukci strojů příliš nepoužívá, protože mají horší mechanické vlastnosti. Vyztužujícími prvky laminátů jsou nejčastěji dlouhá aramidová, skelná, uhlíková nebo borová vlákna, která mají díky svému malému průřezu vysokou pevnost a tuhost. Vlákna zakomponovaná do matrice tvoří ortotropní systém laminátu, který má výborné charakteristiky při tahovém namáhání. Velmi špatné vlastnosti má ale při tlakovém namáhání, protože vlákna mají velmi malou vzpěrnou stabilitu. Pevnostní charakteristiky jsou dány vlastnostmi všech složek kompozitu, jejich vzájemným poměrem a geometrickým uspořádáním vláken, což dokumentují **obr. 4.1**, **obr. 4.2** a **obr. 4.3**. Obr. 4.2 a obr. 4.3 zároveň dokumentují fakt, že vláknové kompozity mají mnohem lepší specifickou pevnost a tuhost, než poskytují monolitické materiály. To je hlavním důvodem jejich hojného využití v letectví. **Tab. 4.1** uvádí orientační přehled hodnot mechanických veličin obou typů materiálů.



**Obr. 4.1:** Pevnost vláknového kompozitu daná okamžikem přetržení vláken [23]



**Obr. 4.2:** Specifická pevnost vybraných materiálů [23]

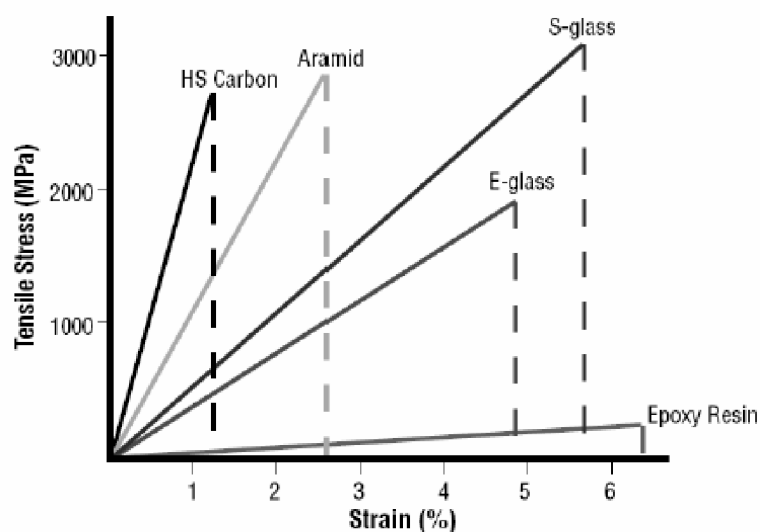


**Obr. 4.3:** Specifická tuhost vybraných materiálů [23]

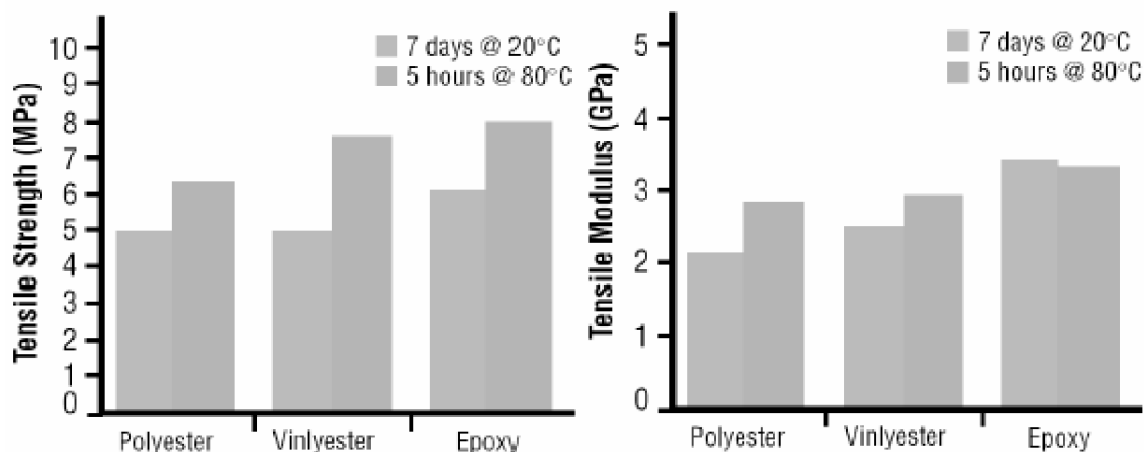
Material Type	Tensile Str. (MPa)	Tensile Modulus (GPa)	Typical Density (g/cc)	Specific Modulus
Carbon HS	3500	160 - 270	1.8	90 - 150
Carbon IM	5300	270 - 325	1.8	150 - 180
Carbon HM	3500	325 - 440	1.8	180 - 240
Carbon UHM	2000	440+	2.0	200+
Aramid LM	3600	60	1.45	40
Aramid HM	3100	120	1.45	80
Aramid UHM	3400	180	1.47	120
Glass - E glass	2400	69	2.5	27
Glass - S2 glass	3450	86	2.5	34
Glass - quartz	3700	69	2.2	31
Aluminium Alloy (7020)	400	1069	2.7	26
Titanium	950	110	4.5	24
Mild Steel (55 Grade)	450	205	7.8	26
Stainless Steel (A5-80)	800	196	7.8	25
HS Steel (17/4 H900)	1241	197	7.8	25

**Tab. 4.1:** Hodnoty mechanických veličin vybraných materiálů [23]

Porovnání pevností jednotlivých typů vláken ve srovnání s pevností epoxidové matrice je na **obr. 4.4**. Na **obr. 4.5** je porovnání pevnosti a tuhosti různých polymerových matric, jejichž vytvrzení proběhlo přirozeně při pokojové teplotě nebo uměle při teplotě zvýšené.



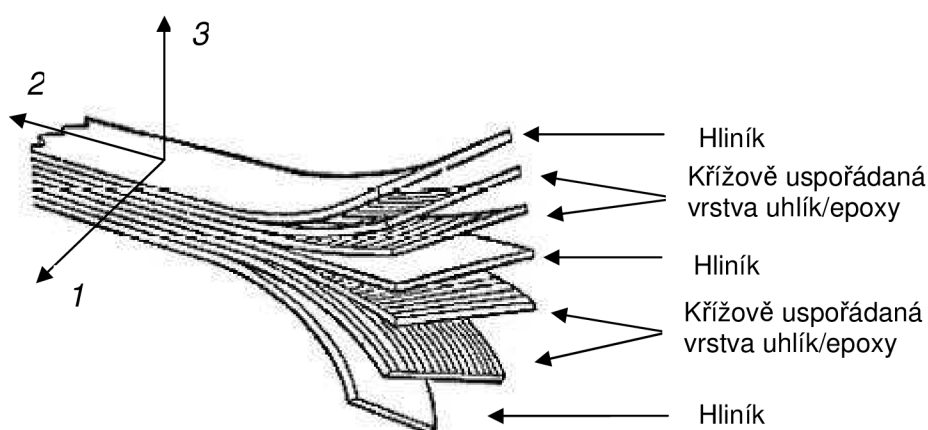
**Obr. 4.4:** Pevnosti různých typů vláken [23]



Obr. 4.5: Pevnosti a tuhosti používaných polymerových matric [23]

## 4.2 Mechanické vlastnosti vláknokovových laminátů

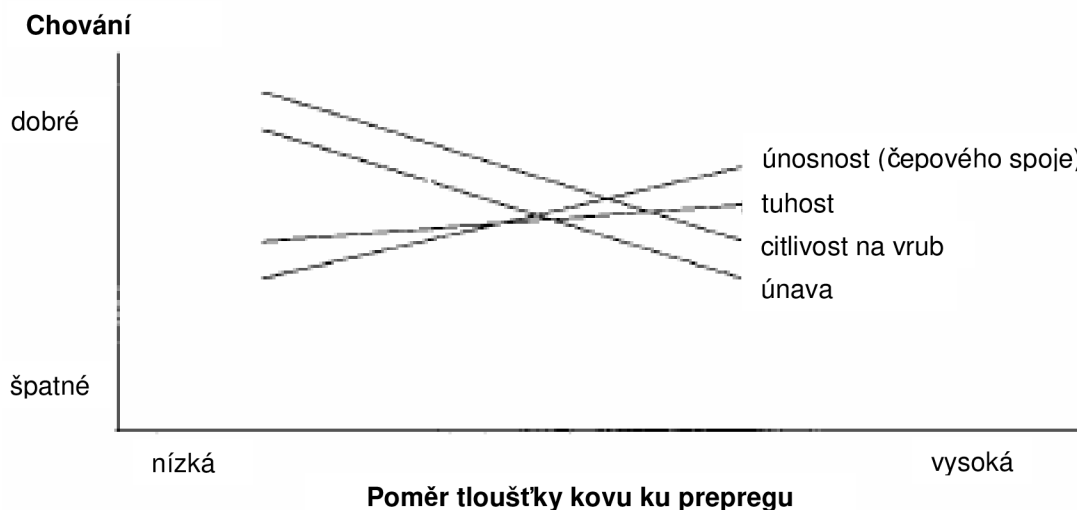
Vláknokovové lamináty se vyznačují vysokou strukturální heterogenitou. Jsou vyráběny ve formě plechů skládajících se z několika kovových tenkých vrstev (0,2 – 0,4 mm) pevně slepených dohromady přibližně stejně tenkými vrstvami polymerního kompozitu, nejčastěji s epoxidovou matricí vyztuženou uhlíkovými, skelnými či aramidovými vlákny. Orientace vláken v matrici je volena s ohledem na budoucí zatěžování kompozitu v konstrukci. Většinou se u VKL vlákna orientují jednosměrně, nebo v křížovém uspořádání, aby co nejvíce zpevňovala materiál a bránila šířícím se trhlinám při jednosměrném, resp. při rovinném zatížení (obr. 4.6 a 4.10). Orientaci vláken lze samozřejmě zvolit libovolně, nese to ale určité komplikace při výrobě (materiálové ztráty, příprava prepregů apod.). Závislost mechanických vlastností na orientaci vláken ve VKL – zejména únavové chování je popsáno v [14].



Obr. 4.6: Křížové uspořádání VKL s uhlíkovým vláknem s vyznačenými hlavními směry zatěžování

Na výsledné mechanické vlastnosti VKL má vliv typ použitých vláken i poměrný objem kovu v kompozitu a tloušťka jednotlivých vrstev. Podle [22] má kompozit s tenčími vrstvami větší odolnost proti delaminaci a zlepšuje tím odolnost

kompozitu proti šířícím se trhlinám při únavovém zatěžování. V kompozitech s tenčími vrstvami je k šíření trhliny potřeba vyšší zatížení a je také nižší rychlost šíření trhliny při únavovém zatěžování. Bylo zjištěno, že tloušťka vrstev 0,2 – 0,4 mm je u VKL optimální [22]. Změny mechanických a technologických vlastností VKL dané poměrem tloušťky vrstvy kovu ku tloušťce vrstvy prepregu dokumentuje obr. 4.7.



**Obr. 4.7:** Vliv objemového podílu kovu na mechanické vlastnosti VKL [22]

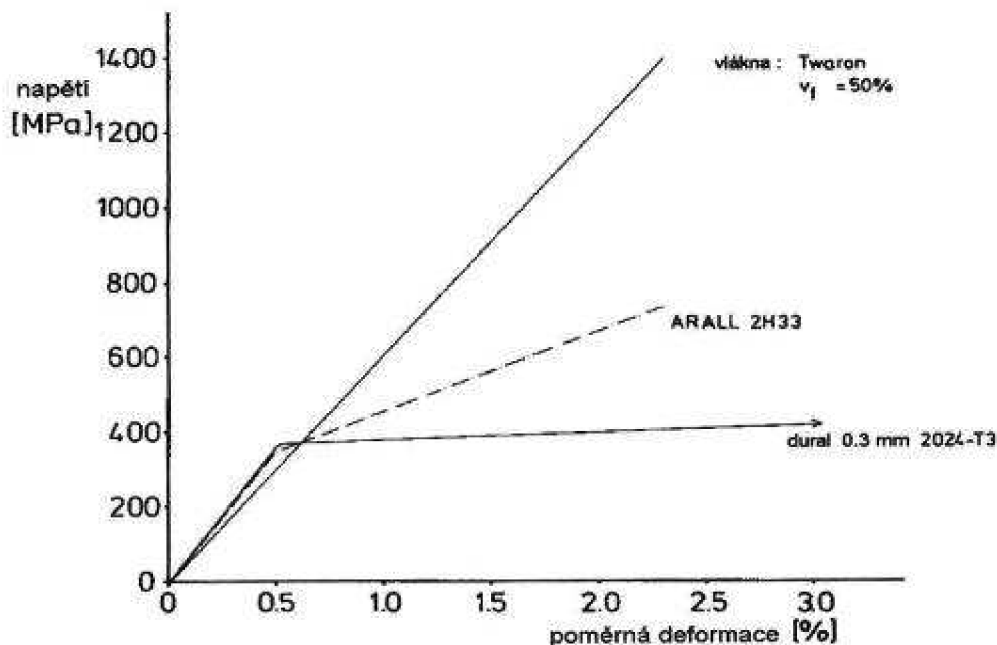
Při výpočtu pevnosti a tuhosti VKL se používá objemový podíl kovu  $T_{mt}$ , který lze vypočítat vztahem [12]

$$T_{mt} = \frac{n_{mt} t_{mt}}{n_{mt} t_{mt} + n_{pr} t_{pr}}, \quad (4.1)$$

kde  $n_{mt}$ , resp.  $n_{pr}$  je počet vrstev kovu, resp. prepregu a  $t_{mt}$ , resp.  $t_{pr}$  je tloušťka kovové vrstvy, resp. prepregu. Podle [12] se optimální hodnota  $T_{mt}$  u VKL pohybuje v intervalu 0,7-0,5.

## 4.2.1 Tuhost a pevnost VKL

VKL se při tahovém zatížení chová podobně jako vláknový laminát (4.1); výsledná pevnost VKL je dána pevností vláken (obr. 4.8) [12]



Obr. 4.8: Diagram napětí-deformace VKL ARALL [12]

Modul pružnosti VKL lze spočítat vztahem vycházejícím ze směšovacího pravidla [12]:

$$E = E_{mt}T + E_{pr}(1 - T), \quad (4.2)$$

kde  $E_{mt}$ , resp.  $E_{pr}$  je modul pružnosti kovu, resp. prepregu.

Mez kluzu VKL je podle [12] určena pouze mezí kluzu použitého kovu. Jelikož jsou používány kovy ve VKL většinou bez výrazné meze kluzu, lze u VKL zavést vztah

$$R_{P0,2} = R_{P0,2mt} + E_{pr}(1 - T) \cdot 0,002. \quad (4.3)$$

K porušení VKL dochází při přetržení vláken, která nejsou téměř plasticky deformována. Mezní deformace vláken je ve srovnání s kovovými vrstvami zanedbatelná a v okamžiku lomu jsou proto vrstvy kovu daleko od své mezní deformace; napětí v kovové vrstvě je ale blízko meze pevnosti kovu. Podle směšovacího pravidla lze tedy mez pevnosti VKL odhadnout pomocí vztahu:

$$R_m = R_{mmt}T + R_{mpr}(1 - T). \quad (4.4)$$

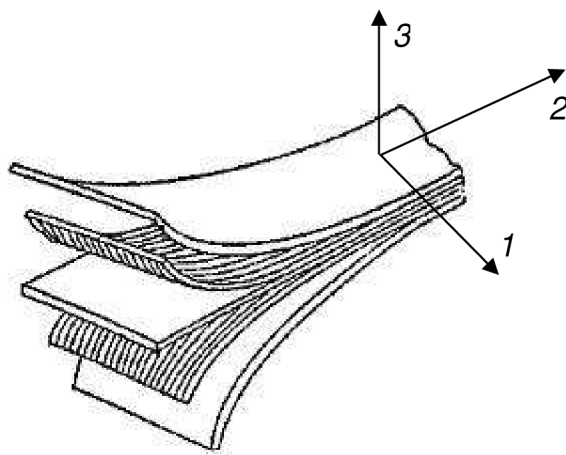
Mechanické vlastnosti VKL ARALL, GLARE a CARE v závislosti na použitých komponentech jsou souhrnně uvedeny v [12].

## 4.2.2 Lomové chování vlákno-kovového laminátu

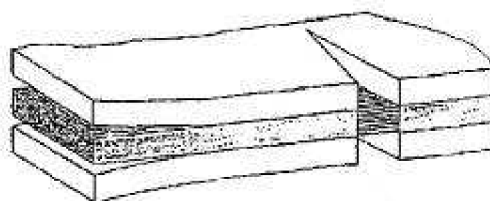
Heterogenita VKL určuje rozdílné mechanické vlastnosti kompozitu v různých směrech zatěžování. To má zásadní význam na jeho lomové chování. Nejlepší odolnost proti šířícím se trhlinám má VKL s jednosměrně orientovanými vlákny rovnoběžnými se směrem zatěžování 2, tj. při šíření trhliny napříč vrstvami a kolmo k vláknům (**obr. 4.9** a **obr. 4.10**). V této orientaci *zatížení/směr vláken/orientace vrstev* je maximálně uplatněno vyztužení pomocí vláken, která brání rozvírání trhliny tzv. přemostěním. Neporušená pevná a tuhá vlákna působí jako mosty či svorníky, které snižují napjatost (a tedy faktor intenzity napětí  $K$ ) na čele trhliny stabilně se zvětšující v kovových vrstvách a významně tak omezují její šíření v kompozitu. Materiál má při uvedeném směru zatížení vůči orientaci vláken největší lomovou houževnatost.

Při křížovém uspořádání vláken v matici (**obr. 4.1**) je objem vláken působících proti trhlíně o 50% menší a s tím koresponduje pokles mechanických vlastností kompozitu. Toto uspořádání ale zásadně zvyšuje životnost laminátu namáhaného při nižším, avšak rovinném zatěžování vymezeném směry 1 a 2 (**obr. 4.1**).

U jednosměrně orientovaného laminátu namáhaného ve směru 1 (**obr. 4.9**) jsou mechanické vlastnosti velmi špatné. Vlákna v kompozitu vůbec nebrání šířící se trhlíně a naopak působí v matici jako koncentrátoři napětí, podél nichž se trhlina snadno šíří. Laminát má výslednou pevnost a tuhost nižší než má kovový plech o tloušťce laminátu, především z důvodu oslabení průřezu vrstvami matrice „bez vláken“. Lomová houževnatost je při této orientaci *zatížení/směr vláken* zanedbatelná.



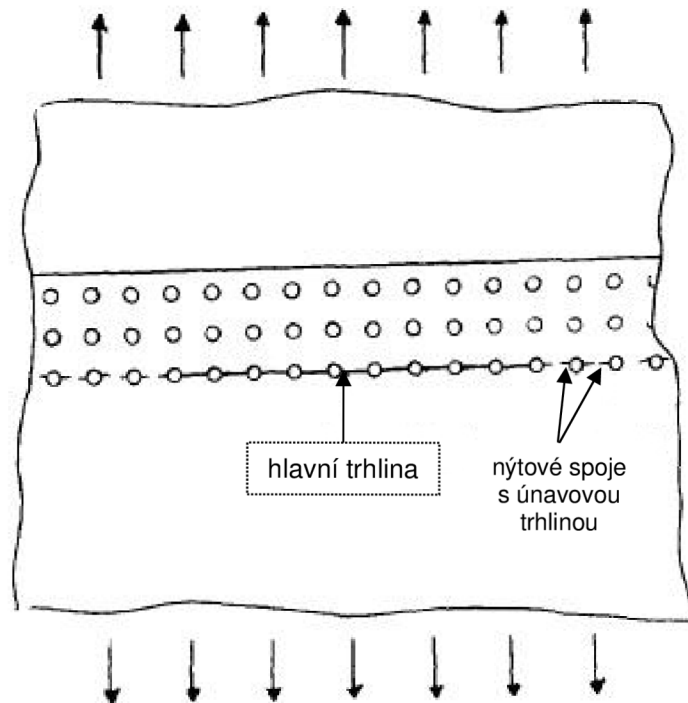
**Obr. 4.9:** Jednosměrné uspořádání VKL  
[5]



**Obr. 4.10:** Mechanismus přemostění vláken [5]

Z výše uvedených fakt vyplývají praktická použití laminátu s různými orientacemi vláken. Pokud by chtěl konstruktér použít laminát na místa vysoce namáhaná jen tahem, použije jednosměrnou orientaci s vlákny rovnoběžnými s převládajícím zatížením; v konstrukci letadla to jsou potahy křídel nebo kormidla. Křížové orientace konstruktér použije s výhodou v místech zatěžovaných ve více směrech jedné roviny. Takovému namáhání je u letadel vystavena především

přetlaková kabina (nejvíce při cyklických změnách tlaků uvnitř a vně kabiny, při průletech turbulencemi a nebo při přistáních). Dalším místem, kde se pozitivně projeví křížové uspořádání, jsou nýtové spoje několika dílců z VKL a nebo z VKL a jiného materiálu, kdy je v případě použití samotného duralu šíření trhliny mezi blízko sebou vrtanými dírami relativně snadné a rychlé (**obr. 4.11**).

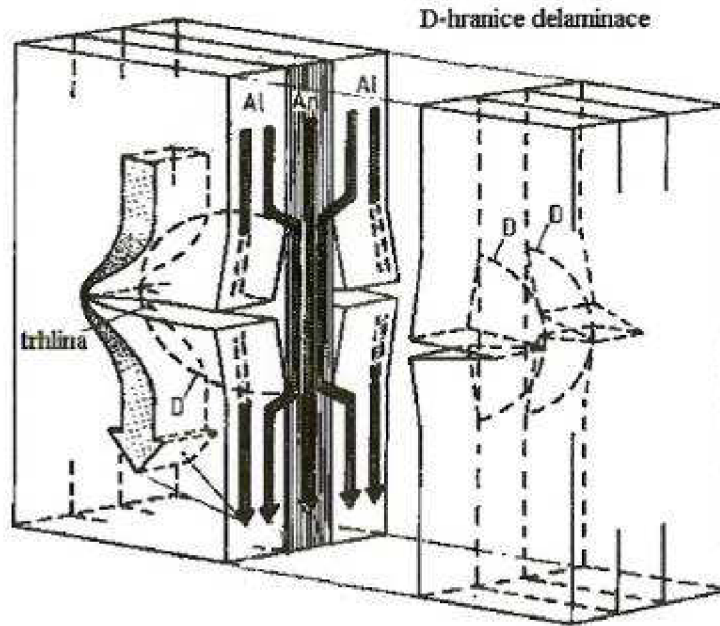


**Obr. 4.11:** Nýtované spoje duralových plechů v geometrickém uspořádání, které způsobuje nízkou lomovou odolnost součásti [22]

#### 4.2.3 Delaminace vrstev a deformace matrice VKL

Při statickém a především při cyklickém rozevírání trhliny dochází k delaminaci jednotlivých vrstev kompozitu (**obr. 4.12**). Při přemostování trhliny vlákny vzniká v jádře kompozitu napětí, které se přenáší interlaminárním smykovým mechanismem do vnějších vrstev [19]. Pokud se napětí cyklicky mění, nebo když působí nerovnoměrně v průřezu VKL, způsobí delaminaci vrstev kovu a prepregu; v delaminované oblasti nedochází k přenosu napětí mezi prepregem a kovem. Zvětšování této oblasti snižuje efektivnost přemostění vlákny a zvyšuje rychlost šíření trhliny. Efekt přemostění je snížen i smykovými deformacemi matrice prepregu vyvolanými přenosem napětí z přemostujících vláken přes matici do kovu. Výsledná smyková deformace matrice totiž způsobí další rozevření trhliny [12], [19].



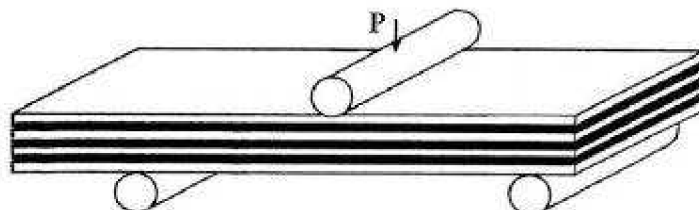


**Obr. 4.12:** Delaminace VKL [12]

Proces delaminace probíhá i v jiných případech, než je přemostění trhliny – například při zatěžování VKL ohybem.

#### 4.2.4 Namáhání v ohybu

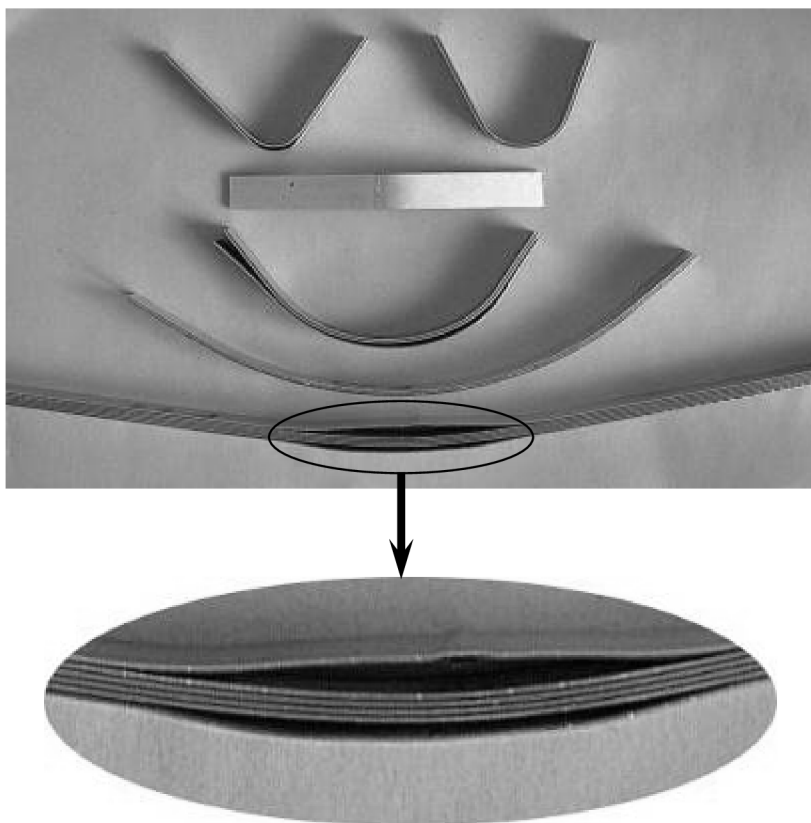
Zcela odlišný charakter lomového porušení má VKL při namáhání v ohybu, tedy ve směru namáhání 3 (**obr. 4.9**). Ohybová zatížení jsou kombinací tahových, tlakových a smykových zatížení. Při aplikaci zatížení na VKL ve smyslu naznačeném na **obr. 4.13**, jsou horní vrstvy laminátu zatíženy tlakem a dolní vrstvy tahem. Střední vrstva je zatížena jen smykovým napětím [23]. Bere-li se v úvahu ohýbání laminátu s jednosměrně orientovanými vlákny (**obr. 4.9**), jsou výsledné mechanické vlastnosti dány osou ohýbání ležící ve směru 1, resp. 2. Při ohýbání kompozitu v ose ve směru 1 nepřenáší vlákna smyková napětí do matrice a na kov, protože nejsou natahována, ani stlačována. Dochází proto především k deformaci matrice, kovu a rozhraní matrice a vláken. Nenáročné ohýbání v této ose lze proto využít k formování dílců z jednosměrně orientovaného kompozitu



**Obr. 4.13:** Konfigurace při ohybovém zatížení VKL

Při ohybu v ose směru 2 ale dochází k silné napjatosti vláken. Nad střednicí vzorku jsou vlákna stlačována a naopak pod střednicí silně natahována. V horní

polovině tedy dochází k vyboulování a delaminaci vrstev kovu i vláken. Ve spodní vrstvě k žádným podstatným změnám nedochází až do okamžiku mezní deformace a porušení vláken. Po jejich přetržení dochází k intenzivnímu uvolnění nahromaděné elastické deformační energie doprovázenému rozsáhlou delaminací inkriminovaných vrstev. K praskání vrstev prepregů dochází postupně, ale již první defekt je považován za kritický. Celý proces je doprovázen silným zvukovým efektem. Typické vzorky VKL delaminované při ohýbání jsou na **obr. 4.14**.



**Obr. 4.14:** Různě velké vzorky VKL po zkoušce v ohybu [15]

## 5. FORMULACE CÍLŮ

I když vlákno-kovové lamináty zaznamenaly v průběhu posledních třiceti let velký vývoj, není u VKL CARE s uhlíkovými vlákny a duralovou maticí dosud známa hodnota lomové houževnatosti. Hlavním cílem této práce je proto posoudit možnosti hodnocení lomové houževnatosti VKL a vhodnou experimentální metodou určit její hodnotu. Splněním tohoto cíle bude možné kvantitativně i kvalitativně posoudit aplikaci CARE v konkrétních částech konstrukce namáhaných různými typy zatížení.

Cílem práce je i potvrzení nebo vyvrácení domněnky, že skladba vysokopevných uhlíkových vláken společně s poměrně málo pevným durallem by mohla tvořit příliš nehomogenní systém, který má malou odolnost proti růstu trhlin a křehkému porušení.

Protože se VKL vyrábějí s různě orientovanými vlákny, aby u nich bylo dosaženo požadovaných mechanických vlastností (aby mohly lépe odolávat jednosměrnému, resp. rovinnému zatěžování) je dalším cílem experimentu zjistit lomovou houževnatost u CARE s jednosměrným a křížovým uspořádáním vláken

V letectví je významným činitelem působícím na chování a degradaci materiálu počasí. Cílem práce je proto posoudit, do jaké míry může změnit lomovou houževnatost CARE absorbovaná vlhkost. Budou za tímto účelem odzkoušeny a vyhodnoceny vzorky s jednosměrným uspořádáním, které byly dlouhodobě vystaveny stoprocentní vlhkosti se zvýšenou teplotou.

## 6. EXPERIMENTÁLNÍ ČÁST

### 6.1 Použitý materiál

#### 6.1.1 Kovové vrstvy

Pro kovové vrstvy laminátu byla navržena hliníková slitina AlCu4Mg1 s ekvivalentem 2024 T3 patřící do skupiny duralů; označení T3 znamená, že je přirozeně stárnutá po dobu min. 5 dnů. Tato slitina má v letecké výrobě velmi široké použití. Používá se na potahy, rámy, žebra, přepážky, výztuhy, aerodynamické kryty, výkovky, případně pro nýty. Z této slitiny se vyrábí široký sortiment polotovarů – plechy, pásy, desky, tyče, lisované profily, trubky. Chemické složení a mechanické vlastnosti uvádí **tab. 6.1**.

Pro zkoušený VKL se použily tenké plechy o tloušťce 0.4mm, aby byla splněna optimální skladba laminátu. Uvedená slitina byla použita z toho důvodu, že je běžně používaná u komerčně vyráběných VKL GLARE a ARALL.

Chemické složení, %										
	Cu	Mg	Si	Fe	Mn	Cr	Zn	Ti	Ti+Zr	Al
min.	3,8	1,2			0,3					zbytek
max.	4,9	1,8	0,5	0,5	0,9	0,1	0,25	0,15	0,2	
Materiálové konstanty a mechanické vlastnosti										
hustota [g.cm <sup>-3</sup> ]	$E$ [GPa]	$E_c$ [GPa]	$G'$ [GPa]	$\mu$	norma	stav	tloušťka [mm]	$R_m$ [MPa]	$R_{p0,2}$ [MPa]	$A_{50}$ [%]
2,77	72,4 až 74,5	73,8 až 75,8	27,6 až 28,3	0,33	EN 3997	T3	0,4 až 0,8	min. 440	min. 290	min. 14

**Tab. 6.1:** Chemické složení a mechanické vlastnosti duralu 2024 T3

##### 6.1.1.1 Úprava povrchu duralových plechů

Protože kvalita VKL závisí především na interlaminární pevnosti jednotlivých vrstev, musí se náležitě upravit povrch plechů, aby co nejlépe přilnul k vrstvám prepregu. Postup přípravy plechů aplikovaný v tomto experimentu se sestával z těchto po sobě jdoucích kroků:

1. Odmaštění v rozpouštědlech.
2. Oplachování.
3. Moření v kyselině chromsírové.
4. Oplachování.
5. Sušení v peci.
6. Natření epoxidového primeru.

Odmaštěním v acetonu se zbavil povrch organických nečistot a mořením byly odstraněny hrubé a nesterjnoměrné oxidy vzniklé během tepelného zpracování a tváření plechů. Kyselina chromsírová rozpouští tyto oxidy a zároveň i

mikrometrickou vrstvu slitiny. Po tomto procesu ze vzniklého roztoku oxidu znovu vznikají ve formě mikrokystalů rovnoměrně rozptýlených po celé ploše plechu a dávají povrchu optimální drsnost, a tím i podmínky pro dobrý lepený spoj.

Moření probíhalo v roztoku kyseliny chromsírové (178 ml 96% kyseliny sírové + 95,5 g chemicky čistého dvojchromanu draselného + voda do 1 litru) při teplotě lázně asi 60 °C po dobu asi 30 minut; lázeň byla míchána. Po vyjmutí z mořící lázně byly plechy ihned opláchnuty studenou a následně teplou vodou (nepřesahující teplotu 60 °C) a ihned vloženy do pece k vysušení. Sušení probíhalo za teplot kolem 50 °C.

Po provedení výše uvedené procedury byly plechy ihned po vyjmutí z pece potřeny velmi tenkou vrstvou epoxidového primeru chránící povrch proti přirozené oxidaci a zlepšující kvalitu lepeného spoje. Použitý primer byl značky PFL 120 od firmy 5M, s.r.o. Takto zpracované plechy byly použity pro výrobu VKL během několika dnů; skladovány byly v suchém prostředí pece a byla tak s velkou pravděpodobností zachována kvalita povrchu plechů.

### 6.1.2 Kompozitní vrstvy

Pro kompozitní vrstvu byl zvolen prepreg s výrobním označením Strafil C-EP I – 150/42 od výrobce HEXEL Composites, který se skládá z HS (tj. vysokopevných) – uhlíkových vláken v jednosměrném uspořádání a epoxidové pryskyřice. Prepreg byl až do výroby VKL uložen v mrazícím boxu při teplotě pod -18°C; za těchto podmínek výrobce garantuje technologické vlastnosti nevytvrzeného kompozitu (např. lepivost). Mechanické vlastnosti vláken, vytvrzené matrice a prepregu a doporučené podmínky vytvrzení stanoveny výrobcem jsou uvedeny v **tab. 6.2 [13]**.

Je nutné předem upozornit, že při vytvrzování VKL neprobíhají technologické podmínky stejně, jako při vytvrzování samotného prepregu, jak předpokládá výrobce. Díky kovovým plechům epoxid nemůže vlivem působících tlaků (v tomto případě při autoklávové metodě) vytéct mimo oblast vláken v takové množství. Objemový podíl vláken proto ve vytvrzené vrstvě prepregu dosahuje asi jen 47%. To má vliv na mechanické vlastnosti prepregu i celého VKL. Pevnost, resp. tuhost takového prepregu dosahuje 1707 MPa, resp. 109 GPa **[16]**.

Uhlíkové vlákno - HS						
Plošná hustota [g.m <sup>-2</sup> ]	Hustota [g.cm <sup>-3</sup> ]	Pevnost v tahu [GPa]	E [GPa]	Prodloužení [%]	α [K <sup>-1</sup> ]	Tepelná vodivost [W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]
150 ± 8	1,77	3,9	238	1,55	-0,1.10 <sup>-6</sup>	17
Matrice – epoxidová pryskyřice						
Skelný přechod [°C]	Hustota [g.cm <sup>-3</sup> ]	Pevnost v tahu [MPa]	Pevnost v tlaku [MPa]	Modul v ohybu [MPa]		
110 ± 5	1,15	min. 55 (typická hodnota 70)	min. 120	min. 2800		

Pokračování **tab. 6.2:**

Prepreg				
Plošná hustota [g.m <sup>-2</sup> ]	Podíl matrice [% hm.]	Tok pryskyřice [% hm.]	Obsah těkavých látek [% hm.]	Lepivost
259 ± 13	42 ± 3	20 ± 5	max. 1,2	lepivý
Vytvrzovací cyklus				
Teplota [°C]	Čas [min]	Tlak [MPa]	Tloušťka po stlačení [mm]	
120	25	0,03 až 1	0,14 při podílu vláken 60 % objemových	
140	15			
160	10			
Mechanické vlastnosti vytvrzeného kompozitu (0°)				
Pevnost v tahu [MPa], EN 2561	Modul v tahu [GPa], EN 2561	Pevnost v ohybu [MPa], EN 2562	Modul v ohybu [GPa], EN 2562	ILSS [MPa], EN 2563
min. 1900	min. 120	min. 1840	min. 100	min. 80

**Tab. 6.2:** Mechanické vlastnosti vláken, matrice a vytvrzeného prepregu a doporučené podmínky vytvrzení stanoveny výrobcem prepregu [13]

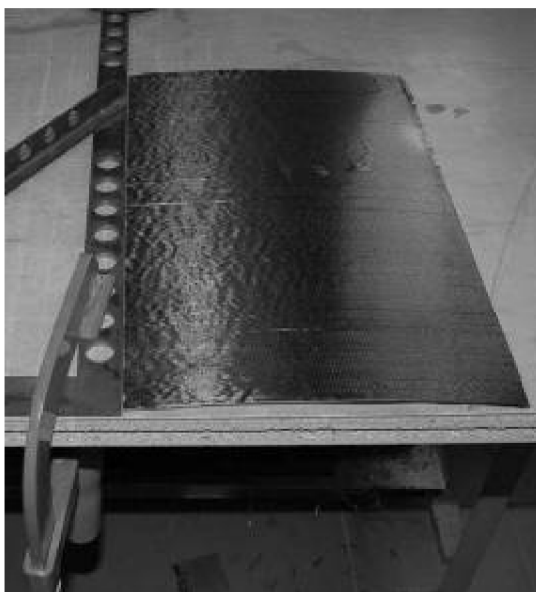
## 6.2 Výroba VKL

Z výše popsaných polotovarů byly postupným skládáním zhotoveny panely o rozměrech 300×250 mm s jednosměrným uspořádáním vláken a 250×250 mm s křížovým uspořádáním vláken. Počet vrstev experimentálního VKL byl zvolen v poměru 6/5 (tzn. 6×duralový plech a 5×kompozitní vrstva). Volba této skladby byla zohledněna vůči zamýšlenému experimentu zkoušky lomové houževnatosti na ohybových tělesech. Při zatěžování tenčích vzorků by mohlo docházet k většímu ohýbání a delaminování vrstev, což by vedlo k chybám při měření. Větší tloušťka VKL se zvolila i kvůli snaze co nejvíce předejít problémům při vyhodnocování lomové houževnatosti, jejíž výsledné hodnoty jsou normovány v přímém vztahu ke geometrii zkušebního tělesa [2], [4], [11].

Při skládání VKL s jednosměrnou orientací vláken byl prepreg kladen tak, aby vlákna ležela ve směru válcování plechů. Při pokládání vrstev na sebe byla dbána zvýšená pozornost, aby byla orientace vláken co nejpřesněji dodržena. Na duralový plech se vždy postupně položily dvě vrstvy prepregu, které měly dohromady tloušťku 0,4 mm (stejně jako plech). Každá vrstva prepregu byla řádně přitlačena pomocí rukou a válečku, aby mezi vrstvami bylo co nejméně vzduchových kapes a aby vrstva dobře přilnula k vrstvě předešlé. Každá taková operace musela být prováděna přes hladkou folii, ve které byl prepreg zabalen; zamezilo se tak riziku narušení adhezní schopnosti epoxidu. Podobně byly kladeny i duralové plechy, při jejichž přitlačování hrozilo narušení primerové vrstvy. Skládání VKL dokumentuje **obr. 6.1**.

Skládání VKL s křížovým uspořádáním probíhalo obdobně. Rozdíl spočíval jen ve způsobu kladení vrstev prepregu. V každé kompozitové vrstvě byla vlákna prepregu orientována vůči směru válcování plechů pod úhlem 0° a 90°. Aby byla

dosažena co největší homogenita rozložení vláken v průřezu VKL, byly vrstvy kladeny v pořadí znázorněném ve schématu na **obr. 6.2**.



**Obr. 6.1:** Přesné skládání vrstev VKL

plech
0°
90°
plech
0°
90
plech
0°
90°
plech
90°
0°
plech
90°
0°
plech

**Obr. 6.2:** Skladba experimentálního VKL s křížovým uspořádáním

### 6.2.1 Vytvrzovací proces

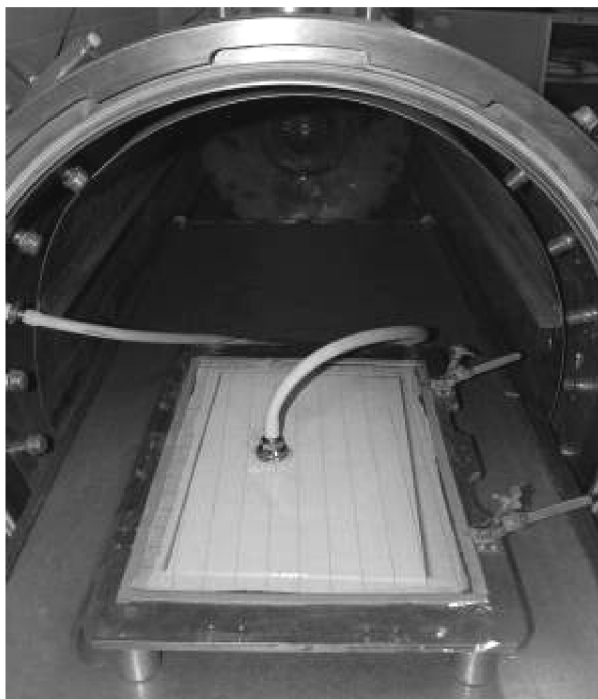
Složené panely VKL o uvedené skladbě byly následně připraveny pro vytvrzení v autoklávu. Pro co nejlepší proces vytvrzení se panel uložil do hermeticky izolované kapsy, ze které se průběžně odsával vzduch. Při ohřevu se zároveň v autoklávu udržoval pracovní přetlak asi 0,35 MPa. Současné působení podtlaku zevnitř a přetlaku zvnějšku na membránu kryjící panel způsobilo vytlačení zbylého vzduchu a došlo tak ke kvalitnímu slepení všech vrstev. Působením tlaku došlo i k vytečení určitého množství nevytvrzeného epoxidu. Je velmi pravděpodobné, že o epoxid byly ochuzeny převážně krajní oblasti panelu. Na zkušební vzorky, odebírané několik centimetrů od okraje, to ale nemělo vliv. Uložení panelu v evakuovaném prostoru pod přítlačnou membránou před zahájením vytvrzování v autoklávu znázorňuje **obr. 6.3**.

Vytvrzovací podmínky VKL byly stanoveny podle doporučení výrobce (**tab. 6.2**). Vytvrzení probíhalo v následujícím sledu:

1. Evakuování hermeticky izolované kapsy + ověření, že je izolace dostatečná.
2. Uzavření prostoru autoklávu a zahájení ohřevu na 125 °C (ohřev probíhal rychlostí asi 5 °C/min).
3. Současné zvýšení tlaku na asi 0,35 MPa.
4. Po dosažení 125 °C v autoklávu výdrž na této tep lotě 25 minut.
5. Po uplynutí doby vytvrzování samovolné snižování teploty.
6. Vyjmutí panelu z autoklávu (druhý den ráno).

Podmínky vytvrzování byly po dobu řízeného ohřevu sledovány. U kompozitu s křížovým uspořádáním se vyskytly potíže s izolací membrány a byl pravděpodobně snížen tlak membrány na panel potřebný pro kvalitní slepení vrstev. Jelikož ale v autoklávu nebyl zaznamenán pokles přetlaku, lze usoudit, že tlak membrány nebyl markantně změněn a kompozit byl vyrobený za téměř standardních podmínek, a tedy bez defektů.

Pro vytvrzování byl použit autokláv Leteckého ústavu FSI VUT v Brně nekomerční výroby laboratorního typu s horizontálním uspořádáním o vnitřním průměru  $\varnothing 750$  mm a pracovní hloubce 1500 mm. Tlaková nádoba autoklávu je z nerezavějící oceli a je dimenzovaná na provozní teplotu 180 °C a tlak 1 MPa. Ohřev zajišťuje elektrické odporové topné zařízení umístěné v zadní části autoklávu. Pro cirkulaci vzduchu nutnou pro dosažení homogenního teplotního pole je autokláv vybaven dmychadlem. K vytvoření podtlaku je vybaven externí ejektorovou vývěvou PIAB a zásobníkem vakua. Regulace jednotlivých parametrů vytvrzovacího cyklu je řízena systémem na principu autonomních regulátorů. Regulační systém umožňuje nastavit libovolný teplotní cyklus a dodržení stanovené teploty v toleranci  $\pm 2$  °C.



**Obr. 6.3:** Panel VKL uložený pod izolovanou membránou připravený k vytvrzení v autoklávu



### 6.3 Výroba zkušebních vzorků

Pro zkoušení lomové houževnatosti VKL byly vybrány na základě poznatků uvedených v literatuře [6], [7] zkušební tělesa typu SE(B)<sup>\*</sup> s vrubem kolmým ke směru vrstev VKL. V případě zkoušení lomové houževnatosti na C(T)<sup>\*\*</sup> tělesech se v místě ostrého vrubu ležícího mimo osu zatěžování koncentrují smyková napětí, která u vysoce heterogenního materiálu a s vrubem kolmým k vláknům mohou způsobit nestabilní šíření trhliny v rovině kolmé k rovině vrubu. U těles SE(B) toto šíření trhlín nebylo prokázáno.

Geometrie zkušebních vzorků byla převzata z výše citované literatury s ohledem na doporučení norem [2]. Tvar a rozměry vzorku jsou uvedeny na **obr. 6.4**.

SE(B) vzorky byly vyrobeny následujícím postupem:

Z vytvrzených panelů, které byly oříznuty o okrajové oblasti s více vyteklým epoxidem a špatně slepenými nebo nerovnoměrnými vrstvami, byly pásovou pilou s jemnými zuby vyřezány polotovary vzorků s rozměry zaručujícími jejich možné další povrchové opracování. U polotovarů byly pásovou bruskou pečlivě zbroušeny funkční hrany, na kterých se měří houževnatost. Broušením se dosáhlo dostatečně malé drsnosti a poměrně dobré rovnoběžnosti hran s minimálním zkosením; vzorky se brousily až do momentu, kdy jejich šířka těsně dosáhla požadované hodnoty ( $W = 25,0$  mm). Šířky všech použitých experimentálních vzorků jsou uvedeny v **tab. 6.3**. Broušení probíhalo s dostatečnými prodlevami, aby nedošlo k tepelnému ovlivnění vzorků.

Jednosměrné uspořádání	$W$ [mm]	$a_0$ [mm]
CARE01	25,26	12,50
CARE03	25,1	12,15
CARE04	25,24	12,30
CARE05	25,18	12,60
CARE06	25,3	12,40
CARE07	25,34	12,68
CARE10	25,2	12,45
Křížové uspořádání		
CARE x 01	25,02	12,30
CARE x 03	24,95	12,15
CARE x 04	24,92	12,20

**Tab. 6.3:** Šířka  $W$  a počáteční délka trhliny  $a_0$  použitých experimentálních vzorků

Po vybroušení polotovarů byly do vzorků vyřezány úchyty pro extenzometr, přičemž se dbalo na zachování ostrosti jejich hran, aby mohl být extenzometr dokonale uchycen. Ve střední vzdálenosti mezi úchyty byly poté metalografickou kotoučovou pilou ACUTOM zaříznuty vruby do hloubky asi o 0,5 – 1 mm menší,

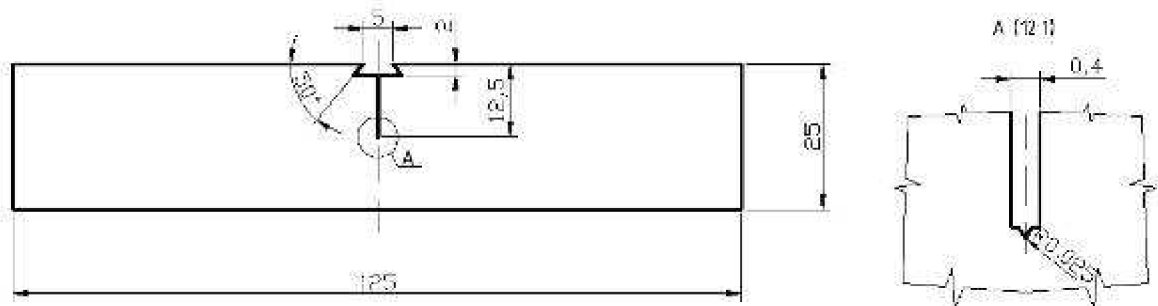
<sup>\*</sup> SE(B) je zkušební těleso pro zkoušku při tříbodovém ohybovém zatěžování.

<sup>\*\*</sup> C(T) je zkušební těleso pro zkoušku při tahovém zatěžování.

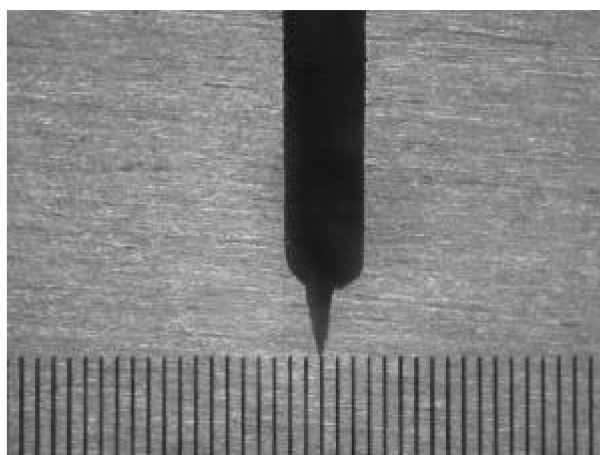
než byla polovina vzorku ( $W/2 = 12,5 \text{ mm}$ )\*. Šířka kotouče pily byla zvolena 0,4 mm, díky které byl výsledný vrub dostatečně úzký pro přesné vedení ostrého nože, popř. žiletky použitých k vytvoření ostrého vrubu\*\*.

U VKL je minimální hodnota lomové houževnatosti dosažena u vzorků s ostrým vrubem [6], [7], což odpovídá teorii lomové mechaniky zavedené v kapitole 2. Uváděná ideální hodnota poloměru vrubu v citované literatuře výše je 0,025 mm. Na vzorcích byl proto zhotovený ostrý vrub (obr. 6.4). Pro dosažení co nejmenšího poloměru zakřivení byl použit primárně zalamovací nůž běžně dostupný v železářství. S tímto nástrojem bylo možno poměrně dobře korigovat síly při zařezávání do dosti tvrdého VKL. Pro dokončení ostrého vrubu byla použita žiletka. Výslednou kvalitu vrubu dokumentuje obr. 6.5, ze kterého je patrné, že vruby u vzorků optimální hodnoty poloměru bezpečně dosahovaly (podobně ostré vruby byly sledovány i u ostatních vzorců). Problematické na přípravě ostrých vrubů bylo dodržení rovinnosti zářezu. Zářez v některých případech vznikl ve tvaru obráceného písmene “U” a musel být doopraven. Optimální rovinnosti a tím i souměrné ostroty vrubu nejspíše v žádném případě nebylo stoprocentně dosaženo. Na měřených vzorcích, s výjimkou vzorku CARE x 03, ale nebyly pozorovány větší odchylky. Vruby byly detailně studovány u vzorků, u kterých se stanovovala J – R křivka.

Výsledná délka  $a_0$  připravených vrubů všech experimentálních vzorků je uvedena v tab. 6.3.



Obr. 6.4: Geometrie zkušebních vzorků



Obr. 6.5: Kvalita ostrého vrubu; 1 dílek = 0,1 mm; CARE x 04

\* Tato rezerva zaručila prostor pro zhotovení ostrého vrubu přesně v polovině šířky vzorku (viz dále).

\*\* U VKL a u laminátů obecně se při měření lomové houževnatosti nesmí používat cyklování trhliny. Došlo by k delaminaci a k působení přemostění trhliny vlákniny.

### 6.3.1 Exploatace vzorků v teplé páře

Aby bylo možné posoudit vliv vlhkosti absorbované do epoxidové pryskyřice na lomovou houževnatost experimentálního VKL CARE, byly vzorky CARE03 a CARE04 umístěny do izolovaného boxu, ve kterém byla nepřetržitě ohřívána voda. Atmosféra nad hladinou, kde byly vzorky umístěny, měla stoprocentní vlhkost a teplotu  $60 \pm 2$  °C. Doba trvání exploatace vzorků v horké páře byla přibližně 740 hodin. Podmínky uvnitř boxu byly neměněny.

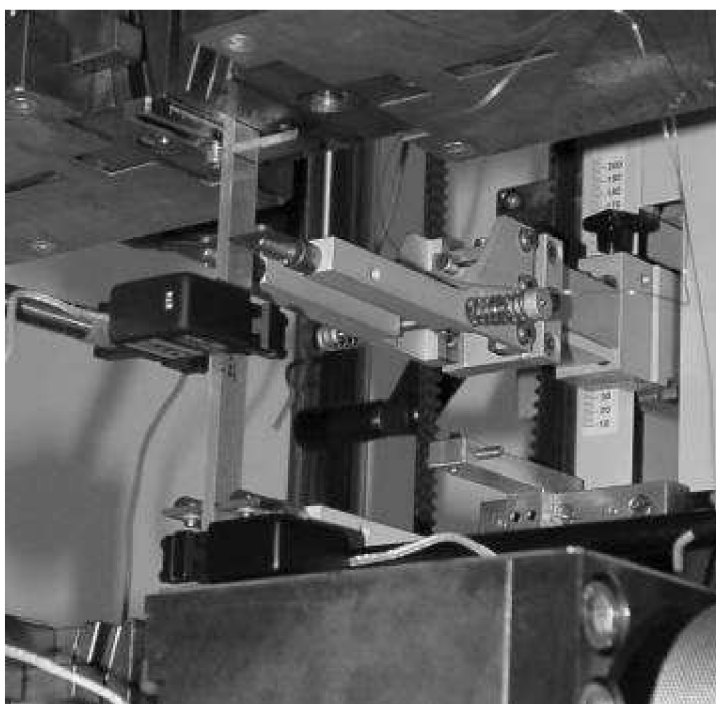
Pro co nejpřesnější změření ovlivněných vzorků byly po vyjmutí z boxu ihned přeneseny do zkušebny v mikrotenovém sáčku a bez prodlevy odzkoušeny.

## 6.4 Použitá experimentální zařízení

### 6.4.1 Experimentální zařízení použita při tahové zkoušce CARE

Pro stanovení hodnot meze kluzu, meze pevnosti a modulu pružnosti byl použit počítačem řízený univerzální mechanický zkušební stroj Zwick Z50 o maximální síle 50 kN. K změření prodloužení zkušební vzorku bylo použito makrosnímače, který je součástí zkušebního stroje. Bylo použito i extenzometrů pro zjištění kontrakce šířky a tloušťky vzorku; šířka byla měřena extenzometrem MTS typového čísla 632.19F-20 a tloušťka byla měřena extenzometrem MTS typového čísla 632.19F-21; získané hodnoty kontrakce nebyly v rámci této práce vyhodnocovány. Nainstalovaný vzorek ve zkušebním stroji dokumentuje **obr. 6.6**.

Přístroj byl ovládán počítačem vybaveným měřícím softwarem TESTXPRT 9.01.



**Obr. 6.6:** Vzorek CARE nainstalovaný ve zkušebním stroji při zkoušce pevnosti v tahu

### 6.4.2 Experimentální zařízení použita při měření CTOD

Pro měření lomové houževnatosti metodou CTOD byl použit univerzální mechanický zkušební stroj INSTRON o maximální síle 20 kN. Přenos dat do počítače byl zprostředkován měřicí ústřednou SPIDER 8. Tenzometrický extenzometr použitý pro měření rozevírání vrubu byl také značky INSTRON typového čísla 2760-114 s měrnou délkou 5 mm a rozsahem 2 mm.

### 6.4.3 Experimentální zařízení použita při měření J integrálu a elastické poddajnosti

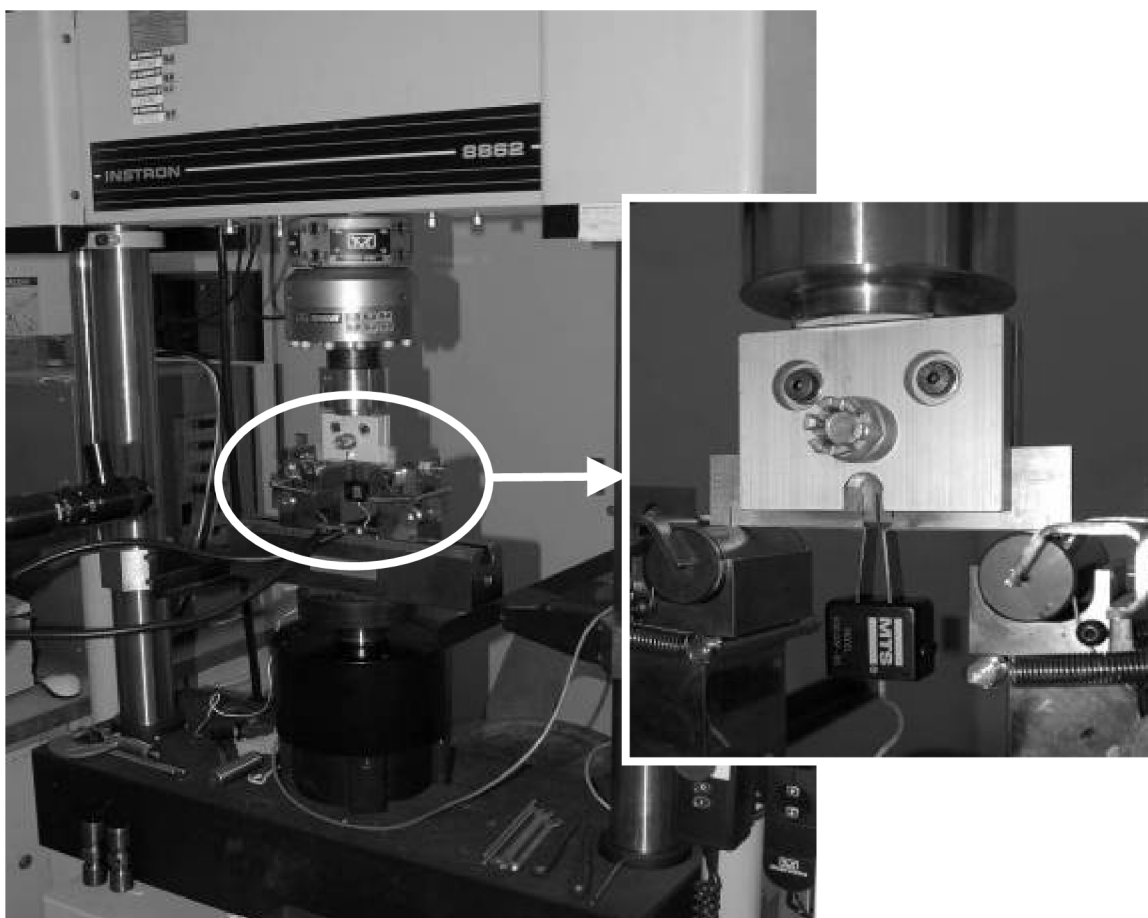
Pro stanovení hodnot J integrálu byl použit počítačem řízený univerzální mechanický zkušební stroj INSTRON 8862 o maximální síle 100 kN. Ke zpracování dat měření byl použit software Instron Fast Crack Software doplněný modulem  $J_{IC}$  Fracture Toughness Program 32-bit Version. K měření přesného rozevírání vrubu byl použit tenzometrický extenzometr MTS typového čísla 632.03F-30 s měrnou délkou 5 mm a rozsahem 2 mm. Výše uvedené zařízení připravené ke změření lomové houževnatosti nainstalovaného vzorku v přípravku dokumentuje **obr. 6.7**.

### 6.4.4 Experimentální zařízení použita pro makrografickou dokumentaci měření

Pro obrazový záznam stabilně se šířící trhliny na povrch vzorku byla použit dlouhoohniskový mikroskop OLYMPUS Colorview III. K digitalizaci obrazu byl použit CCD snímač NAVITAR zoom12x.

Pro získání makrofraktografické dokumentace byla použita stereolupa OLYMPUS SZ61 vybavená CCD snímačem opět NAVITAR zoom12x.

Ke zpracování obrázků bylo použito softwaru AnalySIS docu 5.0.

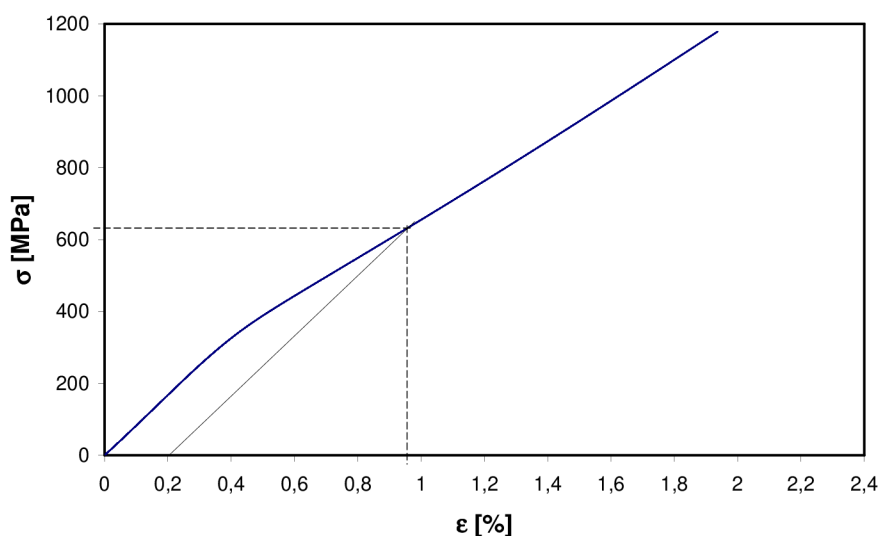


**Obr. 6.7:** Experimentální zařízení připravené ke zkoušce lomové houževnatosti  $J_c$

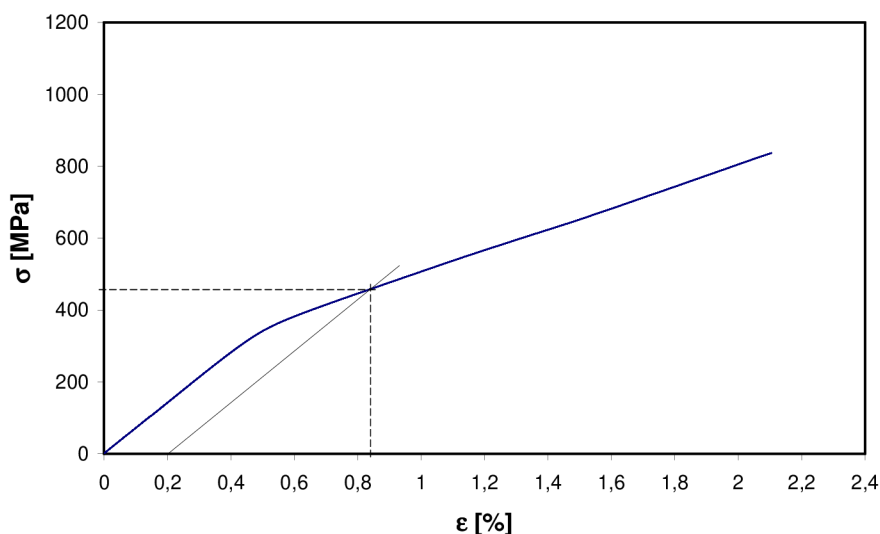
## 6.5. Metodiky určení mechanických vlastností CARE a výsledky experimentů

### 6.5.1 Zkouška tahem

Pro ověření mechanických vlastností VKL CARE s duralem byly provedeny zkoušky pevnosti v tahu VKL s jednosměrným i křížovým uspořádáním vláken. Protože pro výpočty lomové houževnatosti je potřeba znát především mez kluzu  $R_{p0,2}$  a modul pružnosti v tahu  $E$ , byly pro zkoušku použity zkušební tyče bez rozšířených konců (nebyla použita tzv. psí kost). Tvar tohoto tělesa postačoval k dostatečně přesnému určení meze kluzu i modulu pružnosti; určení hodnoty meze pevnosti se muselo brát s rezervou, protože svěrací čelisti stroje způsobovaly před lomem značné deformace vzorku. Tahové diagramy jsou uvedeny na **obr. 6.8** a **obr. 6.9**; provedení zkoušky dokumentuje **obr. 6.6**, v **tab. 6.4** jsou uvedeny rozměry zkušebních vzorků, experimentálně zjištěné hodnoty mechanických vlastností a pro srovnání výsledků i hodnoty těchto vlastností uváděné v literatuře [17]. Prodloužení bylo snímáno makrosnímačem na měrné délce 75 mm.



**Obr. 6.8:** Tahový diagram VKL CARE s jednosměrným uspořádáním vláken



**Obr. 6.9:** Tahový diagram VKL CARE s křížovým uspořádáním vláken

uspořádání	Rozměr zkušební vzorku	$R_{p0,2}$	$R_{p0,2}$ (lit)	$R_m$	$R_m$ (lit)	$E$	$E$ (lit)
	šířka×tloušťka×délka [mm]	[Mpa]	[Mpa]	[Mpa]	[Mpa]	[Gpa]	[Gpa]
Jednosměrné	10,0×4,03×250	626	-	1187	1053	85	89,1
Křížové	10,0×4,02×250	470	-	837	660	71	69,7

**Tab. 6.4:** Hodnoty pevnosti a tuhosti studovaného VKL

Ze změřených hodnot v rámci této práce uvedených v **tab. 6.4** je zřejmý vliv poměru vláken uložených ve stejném směru, jako ve kterém působilo tahové namáhání. Z porovnání naměřených hodnot vyplývá, že CARE s jednosměrným uspořádáním vláken měl o 25 % vyšší mez kluzu a o 30 % vyšší mez pevnosti, než bylo naměřeno u CARE s křížovým uspořádáním vláken.

Porovnání experimentálních hodnot  $R_{p0,2}$  s hodnotami dříve změřenými nebylo možné, protože nejsou v dostupné literatuře uváděny. Experimentální hodnoty  $R_m$  a  $E$  jsou mírně vyšší než hodnoty zjištěné u VKL CARE o stejném složení vrstev (6/5) uváděné v literatuře. Pouze  $E$  u jednosměrného VKL byl naměřen o něco nižší.

### 6.5.2 Lomová houževnatost určená metodou COD

#### Přípravek použitý pro uchycení ohybových vzorků

Pro měření lomové houževnatosti VKL nebylo možné použít zkušební vzorky o tloušťce předepsané normou [11]; bylo možné zkoušet jen vzorky několikanásobně užší, které se připravují z materiálu používaného v konstrukci letadel. I když v případě této studie byly použity co nejtlustší vzorky, o skladbě 6/5, muselo se kvůli zabránění jejich vybočování a nestabilní poloze během zkoušky lomové houževnatosti v ohybu použít speciálního přípravku. Ten přesně vedl vzorky kolmo vůči třem zatěžovacím bodům aniž by ovlivnil výsledné hodnoty měření. Schéma přípravku zobrazuje **obr. 6.10**.

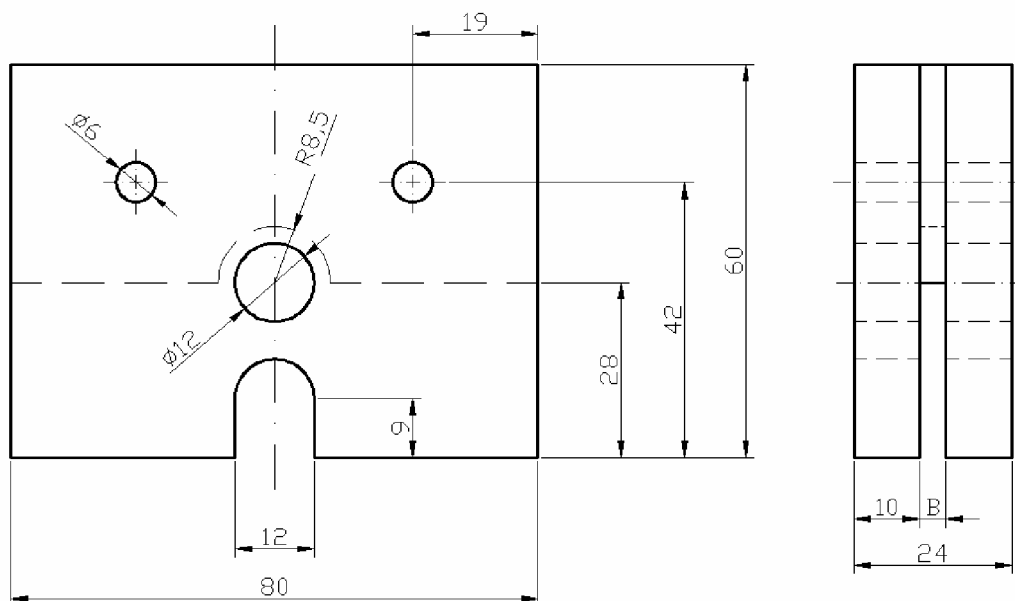
Přípravek byl vyroben z taženého duralového plechu. Skládal se ze dvou polovin spojených třemi šrouby, mezi kterými byla umístěna plechová vložka vymezující prostor B (viz schéma) odpovídající šířce vzorku; rozměr mezery B byl vložkou uzpůsoben tak, aby přípravek vzorky nespíral a nezpůsobil nežádoucí tření. Pro co nejtěsnější vedení vzorků přípravkem se rozměr B modifikoval vkládáním velmi tenkých fólií. Na rovinnost vedení mělo velký vliv dotažení šroubů. Povrch přípravku nebyl speciálně obroben, mazán apod., protože se dbalo, aby mezi vzorkem a přípravkem byla dostatečná vůle, při které obě plochy po sobě mohly hladce klouzat. Drsnost povrchu přípravku mohla být asi  $Ra = 0,8$ .

Prostřední šroubový spoj sloužil zároveň jako zatěžovací bod při tříbodovém ohýbání vzorků, na který bylo přes přípravek přenášeno zatížení ze zátěžné hlavy zkušebního stroje\*. Pro spoj byl zvolen ocelový šroub o průměru  $\varnothing 12$  mm bez závitu v místech dotyku se vzorkem. Princip uložení vzorku v přípravku při zkoušce je zřejmý z **obr. 6.11**.

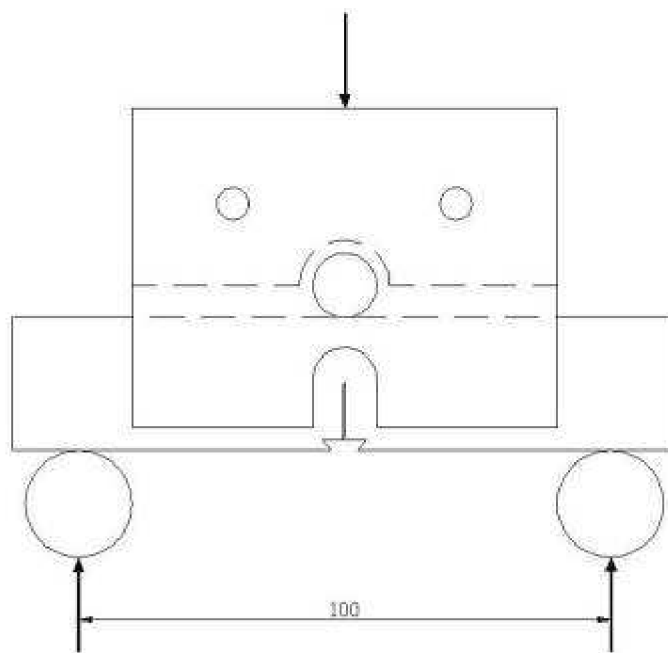
\* Horní zatěžovací člen zkušebního stroje byl při tomto experimentu vybaven zátěžnou hlavou používanou při měření pevnosti v tlaku.

U všech provedených zkoušek při tříbodovém ohybu byla vzdálenost mezi podporami 100 mm.

Stejný přípravek byl používán i při dalších metodách určování LH kompozitů



**Obr. 6.10:** Experimentální přípravek zkonstruovaný pro přesné vedení vzorků při zkoušce lomové houževnatosti



**Obr. 6.11:** Schéma zkušebního vzorku umístěného v experimentálním přípravku – připraveno ke zkoušce

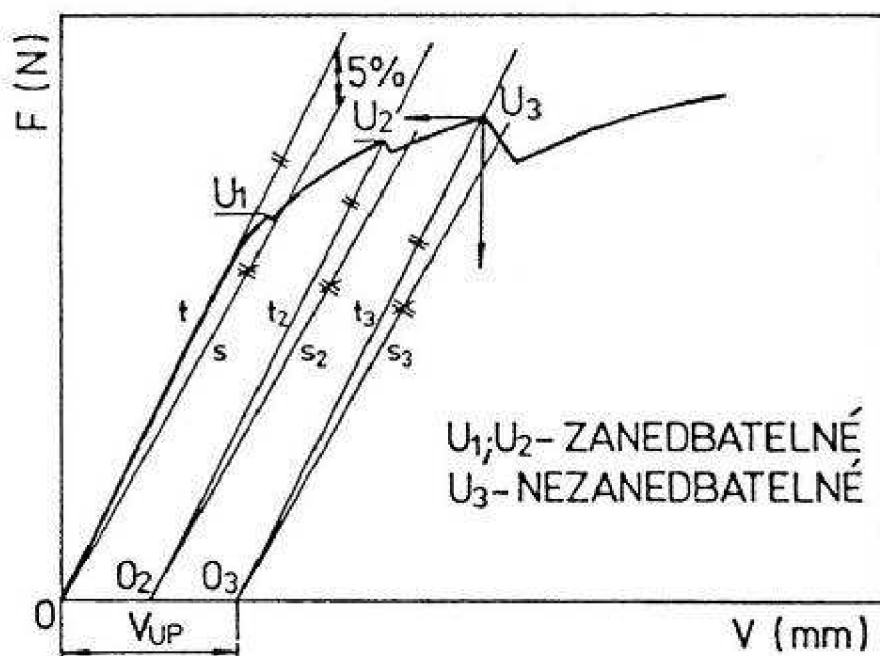


## Vlastní provedení zkoušky

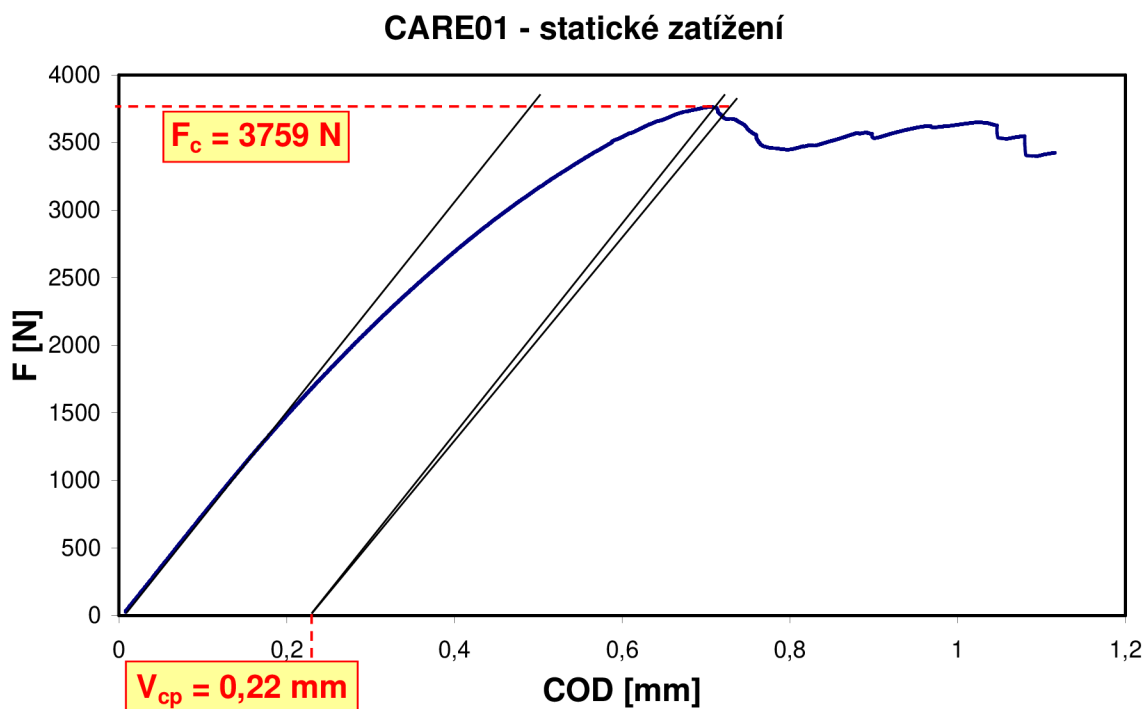
Zkouška lomové houževnatosti metodou měření rozevírání trhliny (*COD*) byla uskutečněna pouze na jednom zkušebním tělese (CARE01). Při stanovování kritické hodnoty rozevření trhliny  $\delta_c$  se vycházelo z norem ČSN 0347, resp. ASTM E1290, [11], [3]. Zkouška probíhala na zkušebním stroji INSTRON bez možnosti řízení počítačem. Z tohoto důvodu nebylo možné provést měření změn elastické poddajnosti nutné pro stanovení začátku stabilního šíření trhliny, podle kterého se určuje kritická síla  $F_c$  zahrnutá do výpočtu  $\delta_c$  [4], [11].

U vysoce heterogenních VKL dochází při zatěžování trhliny k jejímu skokovému růstu způsobeném přetrháváním určitého množství vláken. Pro stanovení  $F_c$  byla proto zvolena metoda 5% sečny, která definuje kritický skok trhliny. V případě zkoušení ohybových těles se zavádí 4% sečna [1]. Hodnocení významnosti skoků trhliny se provádí na diagramu  $F - V$  (resp.  $F - COD$ ) způsobem naznačeným na obr. 6.12. Z bodu  $U_1$  se vede rovnoběžka  $t_1$  s tečnou elastické oblasti diagramu a určí se bod  $O_1$ . Z bodu  $O_1$  se vede sečna  $S_1$  odkloněná o 4 % od  $t_1$ . Na diagramu se zanedbají skoky, které leží v poli výšeče  $t_1 - S_1$  a první skok přesahující tuto plochu se musí uvažovat jako určující kritický bod  $C$  pro stanovení  $F_c$  (na obr. 6.12 je  $U_3 = C$ ) [11].

Pro vyhodnocení kritického skoku trhliny se odzkoušel vzorek kontinuálním zatížením neměnnou rychlostí posuvu příčnicku zkušebního stroje (asi 0,3 mm/min) až do výrazného zpřetrhání vláken projevujícího se markantními skoky v zatěžovacím diagramu (obr. 6.13). Na diagramu se vyhodnotil kritický skok trhliny a z něj pak hodnoty potřebné pro výpočet  $\delta_c$  – kritická síla  $F_c$  a plastická složka rozevření vrubu  $V_{cp}$ .



Obr. 6.12: Metoda 5% sečny aplikovaná na skokové šíření trhliny [11]



**Obr. 6.13:** Stanovení  $F_c$  a  $V_{cp}$  metodou 5% sečny u vzorku CARE01 s jednosměrně orientovanými vlákny

Hodnota kritického rozevření trhliny  $\delta_c$  se vypočítala ze vztahu uvedeném v [11]:

$$\delta_c = \frac{1 - \mu^2}{2ER_{p0,2}} K_c^2 + V_{cp} \left( 1 + \frac{1}{r_p} \frac{a_0}{W - a_0} \right), \quad (6.1)$$

kde  $K$  byl v případě výpočtu  $\delta$  i  $J$  vypočítán ze vztahu [11]:

$$K = \frac{F \cdot L \cdot Y}{BW^{1,5}}; \quad (6.2)$$

dále  $Y$  je tvarový součinitel závislý na  $f(a/W)$  a  $r_p$  je rotační součinitel v plastické oblasti rozevírání trhliny (kapitola 3.6.1). Oba součinitelé byly vypočítány vztahy podle [11].  $a_0$  je počáteční délka trhliny a  $W$  šířka vzorku (u CARE01  $W = 25,26$  mm,  $a_0 = 12,5$  mm). Hodnota  $\mu$  je Poissonova konstanta a byla odhadnuta na  $\mu = 0,30$  jako střední hodnota konstant obou složek (prepreg  $\mu = 0,27$ ; kov  $\mu = 0,33$ ) [18]. Nepřesnost odhadu  $\mu$  v tomto případě nehrála velkou roli, protože je ve vztahu v mocninném tvaru.

Výsledná hodnota kritického rozevření trhliny byla na základě zjištěných hodnot z diagramu  $F - COD$  vypočítána o velikosti

$$\delta_c = 8,285 \times 10^{-5} \text{ m.}$$

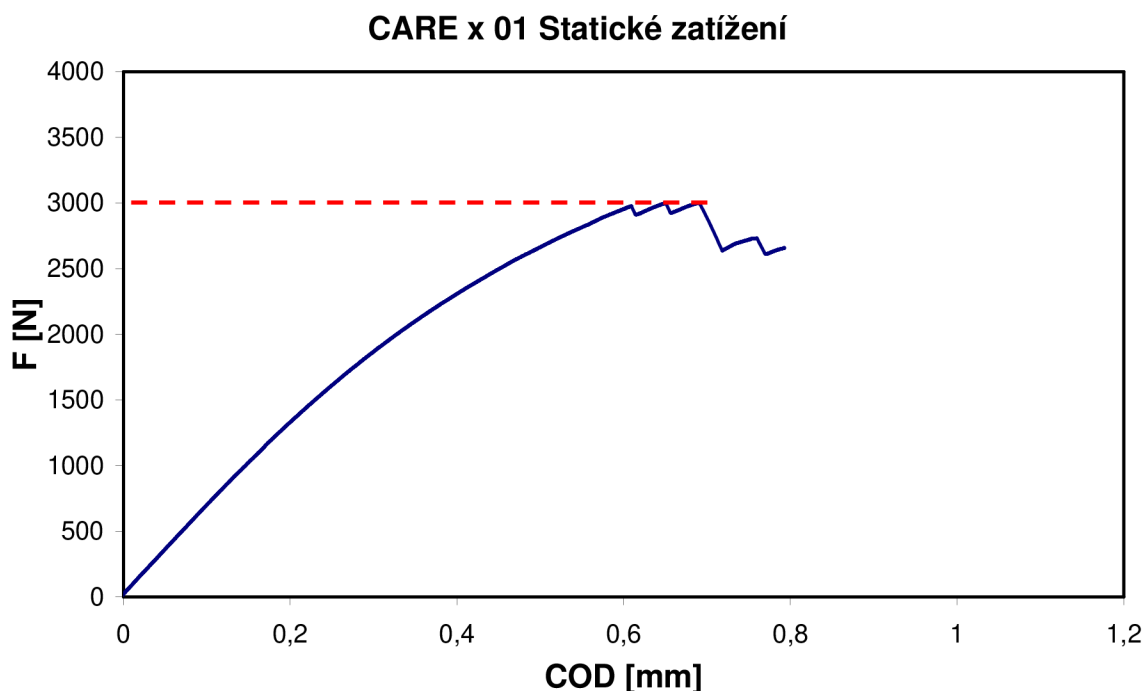
Ze zavedené podmínky rovinné deformace (rov. 3.46)

$$\min.[a, (W - a)] \leq 50\delta_c$$

je evidentní, že ji vypočítaná hodnota  $\delta_c$  vůbec nesplňuje. Experimentálně zjištěná hodnota kritického rozevření trhliny proto není lomovou houževnatostí  $\delta_c$  a lze ji podle [11] brát pouze jako za informativní hodnotu.

### 6.5.3 Lomová houževnatost určená metodou J integrálu

Před experimentálním měřením hodnot lomové houževnatosti metodou J integrálu byla vyhodnocena kvazistatická zkouška v ohybu s kontinuálním zatěžováním zkušebního tělesa s jednosměrným i křížovým uspořádáním vláken, aby bylo možné vhodně nastavit následující parametry zkoušek. Pro posouzení chování jednosměrně orientovaného VKL byl použit již dříve změřený diagram (obr. 6.13). Pro posouzení křížově orientovaného VKL byl stanoven diagram  $F - COD$  zobrazený na obr. 6.14. Z porovnání obou diagramů je patrná evidentní změna mechanických vlastností VKL způsobená křížovým uspořádáním vláken.



**Obr. 6.14:** Diagram  $F - COD$  VKL s křížovým uspořádáním

#### 6.5.4.1 Počátek stabilního růstu trhliny určený z elastické poddajnosti

Stabilní šíření trhliny v kovových vrstvách je u VKL typickým stádiem poškození lomem. Začátek stabilního šíření trhliny z ostrého vrubu je okamžikem, který je považován za kritický; síla dosažená v tomto okamžiku je  $F_c$  a zavádí se do výpočtu lomové houževnatosti (v tomto případě  $J_c$ ). Začátek pomalého šíření trhliny lze určit metodou opakovaného odlehčování tělesa a měřením elastické poddajnosti  $C$  (viz kap. 3.6.2.1).

Podle stanovených diagramů VKL s jednosměrným a křížovým uspořádáním (**obr. 6.13**, **obr. 6.14**) byla pro každý typ vzorku nastavena procedura zkoušky v ohybu s přesně nadefinovaným režimem odlehčování. V obou případech byly vzorky částečně odlehčovány o 40 % dosažené hodnoty zatížení, což odporuje předpisu normy [4], ve které je povolena hodnota jen 10%. Zvýšená hodnota odlehčování byla zvolena z důvodu viskoelastického chování duralového přípravku a zkušebních vzorků, kvůli kterému se při odlehčování tvořily hysterezní smyčky (viz další výsledky); byla aplikována již v [6], kdy byly vzorky odlehčovány dokonce o 50 %. Díky větší hodnotě odlehčení vznikly ve smyčkách dostatečně výrazné lineární části (jedna při odlehčování a jedna při zatěžování), ze kterých bylo možno přesně vyhodnotit hodnotu elastické poddajnosti  $C$ . Pro vyhodnocení  $C$  byly zvoleny zatěžovací části smyček, u kterých bylo pravděpodobné, že vyjadřovaly reálné chování materiálu.

U jednosměrného i křížového uspořádání byly stejné podmínky zatěžování: rychlost zatěžování i odlehčování byla 1 mm/min, na maximální hodnotě každého cyklu byla výdrž 12 sekund.

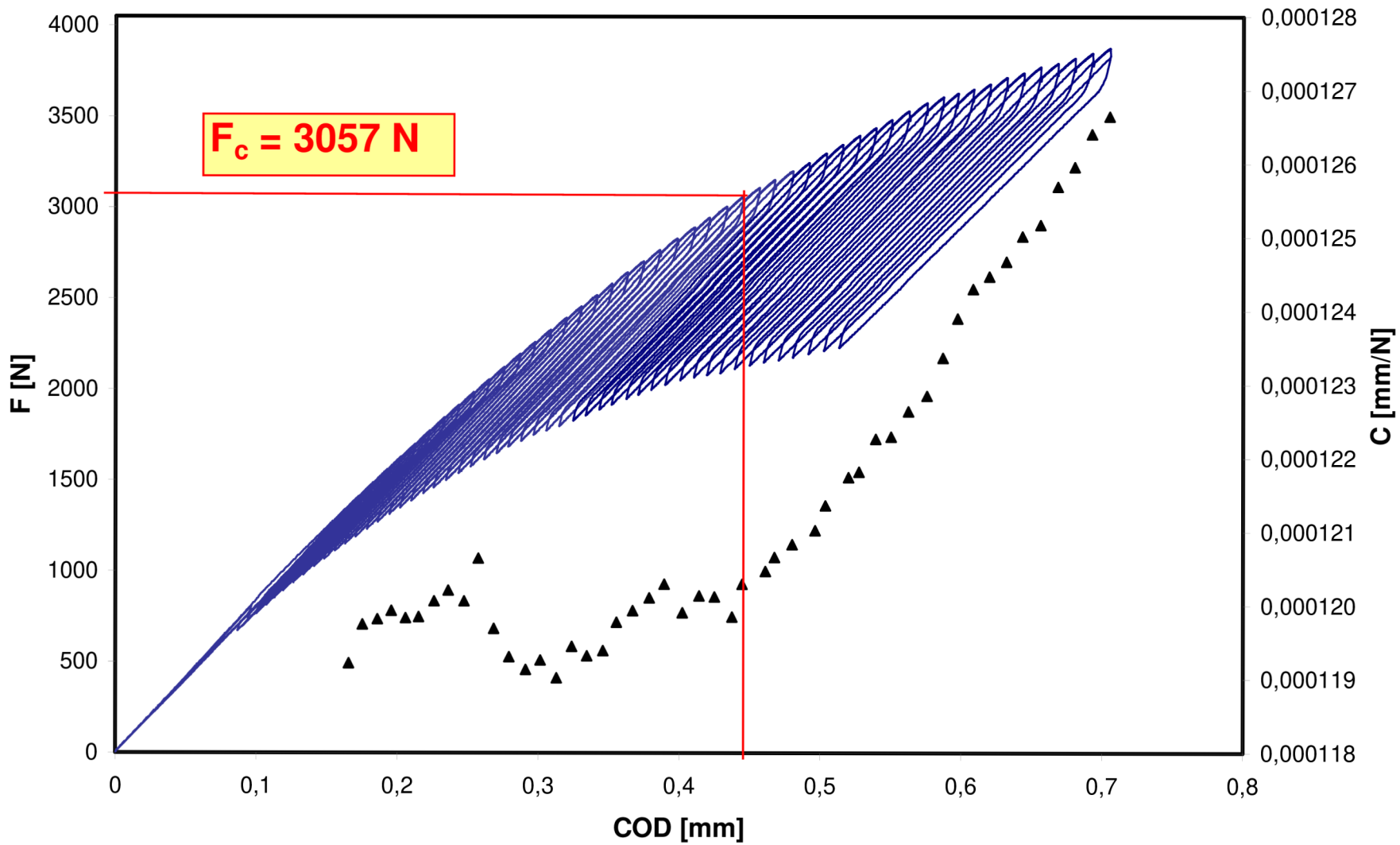
#### Změna elastické poddajnosti vzorků s jednosměrným uspořádáním vláken:

Prvním vzorkem, u kterého byla měřena elastická poddajnost, byl CARE07. Pro získání co nejdetailnější závislosti elastické poddajnosti  $C$  na šíření trhliny  $a$  byl u tohoto vzorku proveden větší počet odlehčovacích cyklů v počáteční elasticko-plastické oblasti s menším intervalem mezi cykly než u vzorků dalších. První odlehčovací cyklus odpovídal  $COD = 0,3$  mm a interval mezi cykly byl 0,02 mm. Naměřená detailní závislost  $F - COD$  společně se závislostí  $C - COD$  je v jednom grafu na **obr. 6.15**. Hodnoty maximální síly  $F$  každého cyklu a jim odpovídající hodnoty  $C$  a  $COD$  získané u vzorku CARE07 jsou v **tab. 6.5**; v tabulce je zvýrazněná síla  $F_c$ .

<b><i>F</i></b> <b>[N]</b>	<b><i>C</i></b> <b>[mm/N]</b>	<b><i>COD</i></b> <b>[mm]</b>	<b><i>F</i></b> <b>[N]</b>	<b><i>C</i></b> <b>[mm/N]</b>	<b><i>COD</i></b> <b>[mm]</b>
1275	0,000119218	0,1655	2941	0,000119847	0,4375
1340	0,000119746	0,1753	3002	0,000120294	0,4447
1413	0,000119818	0,1860	<b>3057</b>	<b>0,000120467</b>	<b>0,4612</b>
1485	0,000119933	0,1958	3106	0,000120656	0,4676
1557	0,000119832	0,2059	3151	0,000120831	0,4802
1625	0,000119847	0,2152	3197	0,000121021	0,4964
1697	0,000120062	0,2262	3245	0,000121359	0,5038
1770	0,000120207	0,2362	3296	0,000121743	0,5201
1842	0,000120062	0,2474	3345	0,000121818	0,5275
1913	0,000120642	0,2575	3396	0,000122264	0,5394
1982	0,000119689	0,2685	3435	0,000122294	0,5503
2053	0,000119303	0,2793	3484	0,000122639	0,5626
2120	0,000119133	0,2911	3531	0,000122850	0,5757
2191	0,000119261	0,3015	3572	0,000123365	0,5870
2256	0,000119019	0,3130	3606	0,000123900	0,5974
2322	0,000119446	0,3238	3627	0,000124301	0,6084
2389	0,000119318	0,3346	3652	0,000124471	0,6200
2453	0,000119389	0,3460	3678	0,000124673	0,6320
2515	0,000119775	0,3556	3713	0,000125016	0,6434
2577	0,000119933	0,3670	3740	0,000125172	0,6563
2640	0,000120106	0,3788	3774	0,000125691	0,6686
2701	0,000120294	0,3894	3790	0,000125960	0,6805
2766	0,000119904	0,4023	3820	0,000126406	0,6927
2826	0,000120135	0,4142	3848	0,000126646	0,7053
2891	0,00012012	0,4251	3874	0,000127016	neurčeno

**Tab. 6.5:** Maximální síly *F* každého cyklu zatěžování a jim odpovídající hodnoty *C* a *COD*

### CARE 07

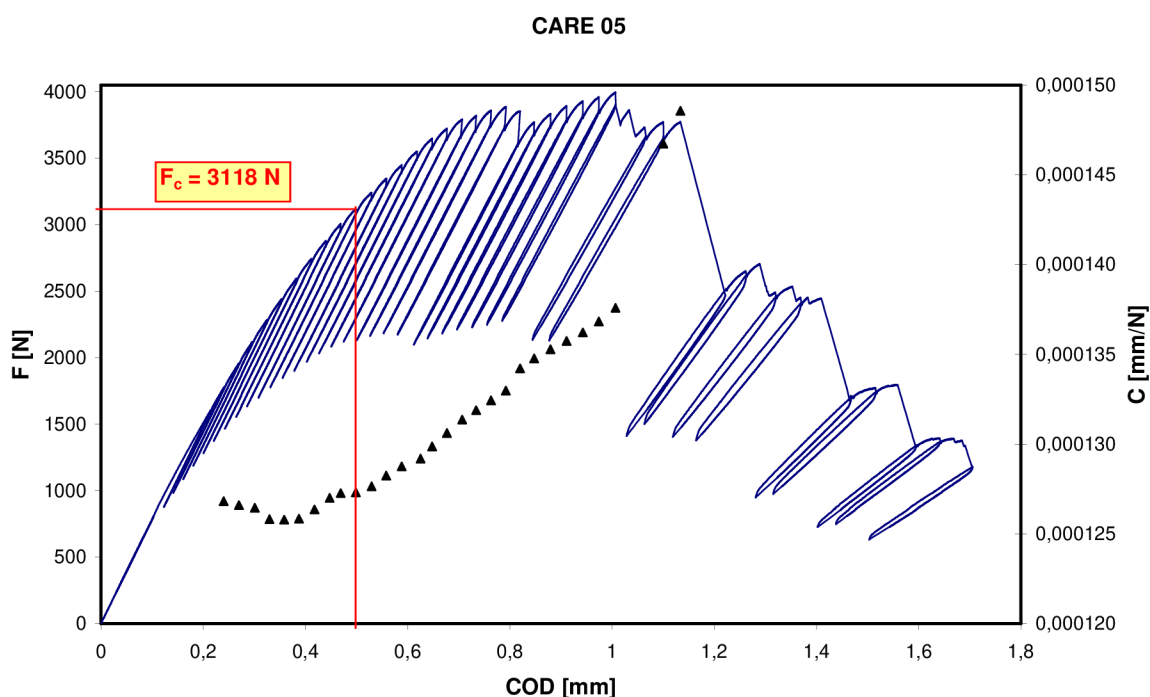


Obr. 6.15: Závislost změny síly a poddajnosti na změně rozevření VKL CARE07

Ze závislosti  $C$  na  $COD$  je na **obr. 6.15** zřejmá sinusoidní změna hodnot elastické poddajnosti. S největší pravděpodobností je způsobena postupným usazováním zatěžovacího čepu na zkušební vzorku, kdy docházelo k otláčování vzorku. Protože se tento jev vyskytl u všech zkoušených vzorků, byla kritická síla  $F_c$  určena ze začátku lineárního až exponenciálního růstu elastické poddajnosti, který nastal po předchozím “zvlnění” hodnot.

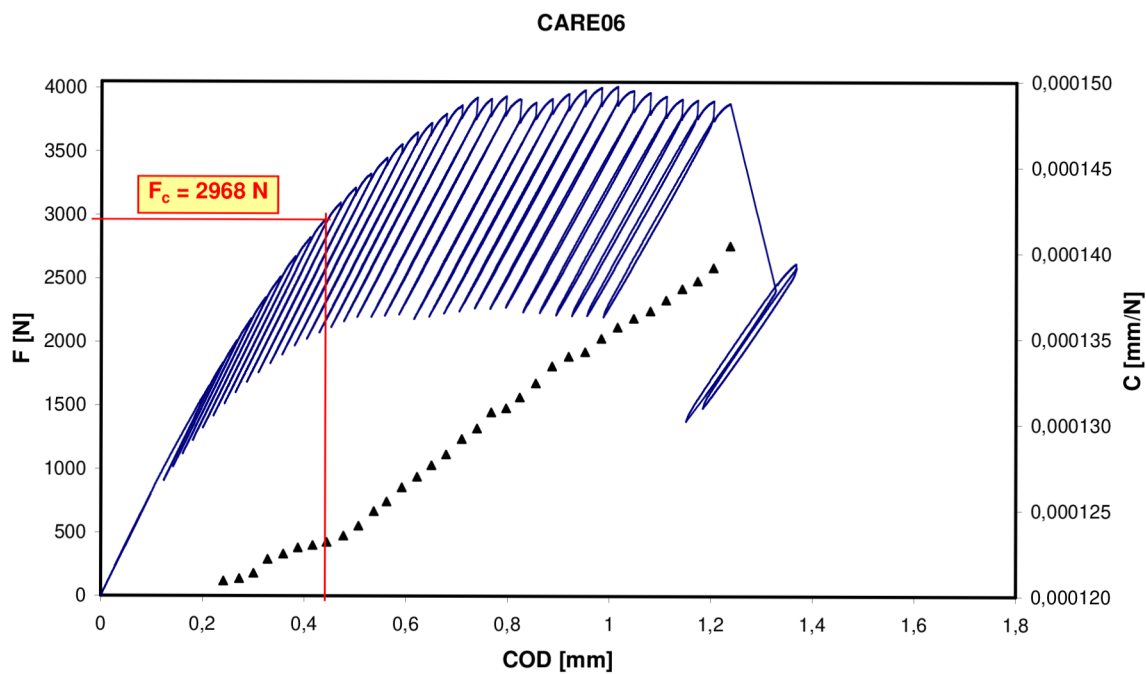
Na základě zjištěných charakteristik elastické poddajnosti na vzorku CARE07 byly další zkoušky modifikovány pro rychlejší analýzu hodnot. Zvětšil se interval mezi cykly odlehčování na 0,05 mm a začátek odlehčování se posunul k vyšší hodnotě  $COD = 0,4$  mm. Tyto změny byly provedeny tak, aby se při zkoušce zaznamenala dostatečně velká oblast před začátkem stabilního šíření trhliny a aby se dal ze změny elastické poddajnosti dostatečně přesně určit začátek stabilního šíření trhliny.

Diagramy “ $F, C - COD$ ” naměřené u jednosměrně orientovaných vzorků jsou zobrazeny na **obr. 6.16** až **obr. 6.20**. Hodnoty maximálních sil  $F$  každého zátěžného cyklu a jim odpovídající hodnoty  $C$  a  $COD$  získané u vzorků s jednosměrně orientovanými vlákny jsou v **tab. 6.6** až **tab. 6.10**. Je důležité upozornit, že vzorky CARE03 a CARE04 byly zatížené absorbovanou vlhkostí a jejich hodnoty mohly být jejím působením ovlivněny.

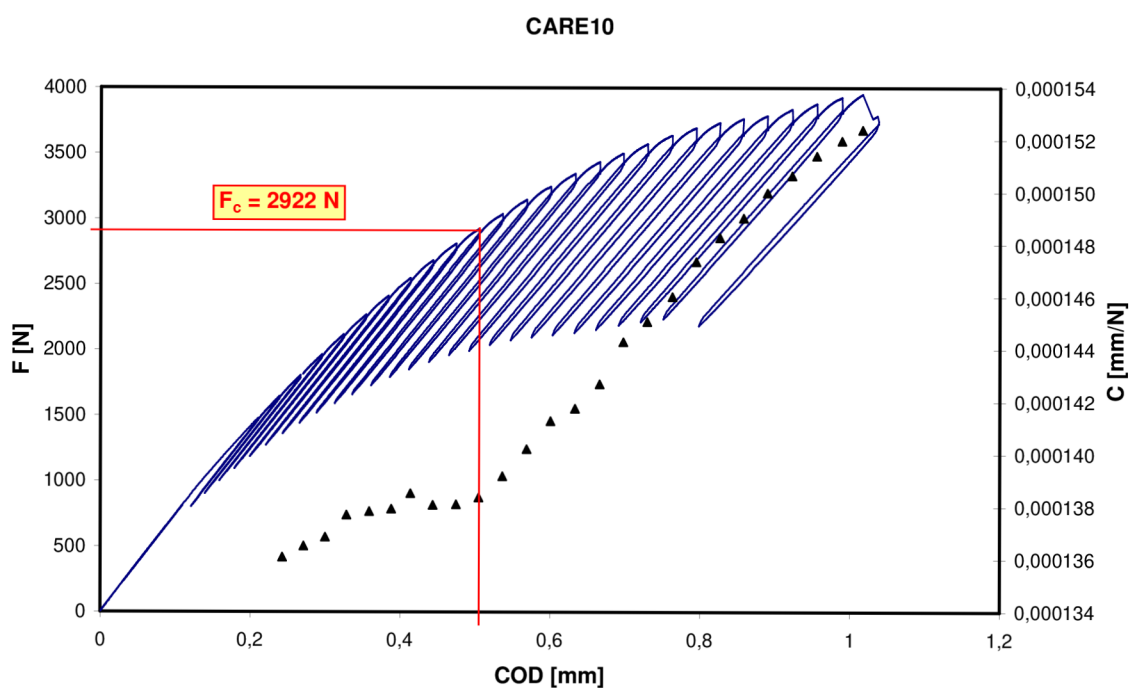


**Obr. 6.16:** Závislost změny síly a poddajnosti na změně rozevření trhliny VKL CARE05



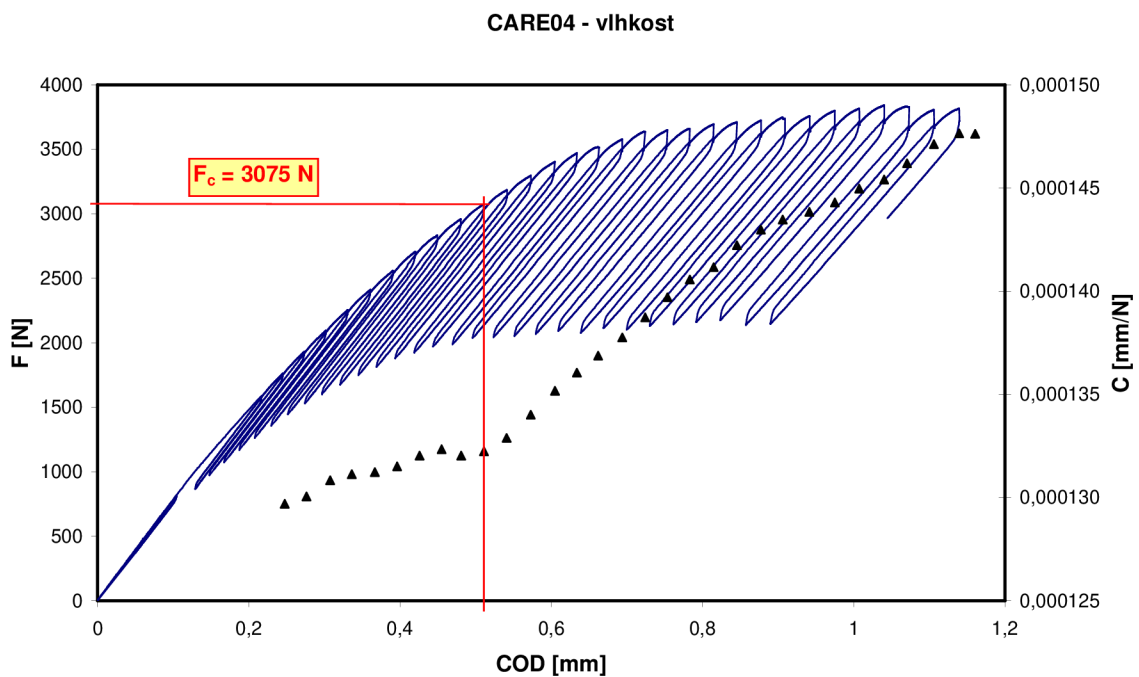
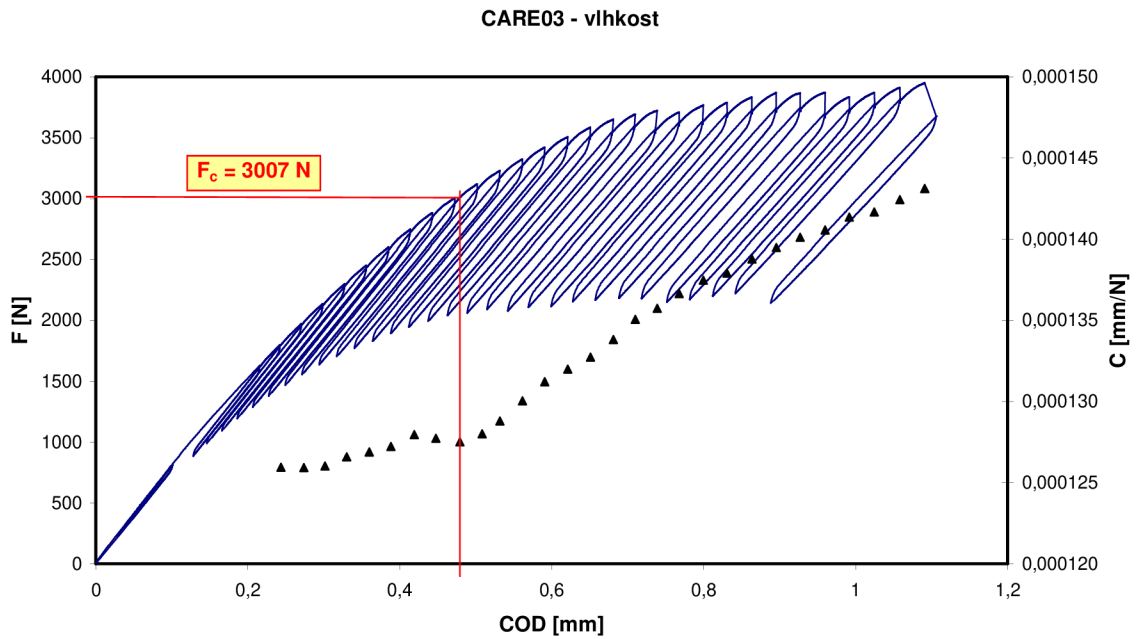


**Obr. 6.17:** Závislost změny síly a poddajnosti na změně rozevření trhliny VKL CARE06



**Obr. 6.18:** Závislost změny síly a poddajnosti na změně rozevření trhliny VKL CARE10





<i>F</i> [N]	<i>C</i> [mm/N]	<i>COD</i> [mm]	<i>F</i> [N]	<i>C</i> [mm/N]	<i>COD</i> [mm]
1601	neurčeno	neurčeno	3883	0,00013298	0,7920
1775	0,00012682	0,2400	3853	0,00013421	0,8201
1957	0,00012660	0,2700	3771	0,00013477	0,8476
2117	0,00012645	0,3009	3833	0,00013528	0,8796
2284	0,00012582	0,3297	3890	0,00013574	0,9111
2440	0,00012579	0,3583	3928	0,00013622	0,9428
2593	0,00012584	0,3875	3959	0,00013684	0,9742
2742	0,00012636	0,4178	3996	0,00013759	1,0068
2878	0,00012700	0,4475	3732	neurčeno	neurčeno
3004	0,00012726	0,4690	3769	0,00014674	1,1004
<b>3118</b>	<b>0,00012731</b>	<b>0,4986</b>	3771	0,00014857	1,1338
3241	0,00012765	0,5294	2649	0,00018228	1,2616
3345	0,00012825	0,5582	2491	0,00018625	1,3194
3449	0,00012875	0,5883	2453	0,00019877	1,3688
3550	0,00012919	0,6254	1709	0,00020833	1,4947
3648	0,00012987	0,6480	1772	0,00026042	1,5152
3723	0,00013062	0,6769	1344	0,00027533	1,5580
3792	0,00013136	0,7067	1391	0,00033003	1,6410
3820	0,00013189	0,7341	1188	0,00034471	1,6847
3855	0,00013244	0,7632			

**Tab. 6.6:** Maximální síly *F* každého cyklu zatěžování a jim odpovídající hodnoty *C* a *COD* VKL CARE05

<i>F</i> [N]	<i>C</i> [mm/N]	<i>COD</i> [mm]	<i>F</i> [N]	<i>C</i> [mm/N]	<i>COD</i> [mm]
1655	neurčeno	neurčeno	3926	0,00012978	0,7397
1834	0,00012088	0,2413	3914	0,00013072	0,7676
2008	0,00012102	0,2724	3935	0,00013096	0,7968
2183	0,00012133	0,3006	3907	0,00013160	0,8236
2350	0,00012215	0,3284	3885	0,00013242	0,8551
2512	0,00012246	0,3590	3915	0,00013341	0,8871
2673	0,00012282	0,3879	3955	0,00013398	0,9198
2823	0,00012296	0,4168	3983	0,00013425	0,9521
<b>2968</b>	<b>0,00012315</b>	<b>0,4443</b>	4004	0,00013503	0,9840
3097	0,00012351	0,4771	4012	0,00013569	1,0159
3214	0,00012409	0,5068	3980	0,00013620	1,0476
3324	0,00012495	0,5370	3962	0,00013663	1,0802
3448	0,00012551	0,5621	3936	0,00013727	1,1112
3556	0,00012634	0,5919	3912	0,00013793	1,1430
3651	0,00012696	0,6220	3906	0,00013839	1,1731
3723	0,00012763	0,6502	3898	0,00013916	1,2043
3794	0,00012826	0,6788	3877	0,00014043	1,2371
3864	0,00012916	0,7096	2616	0,00016846	1,3669

**Tab. 6.7:** Maximální síly *F* každého cyklu zatěžování a jim odpovídající hodnoty *C* a *COD* VKL CARE06

<i>F</i> [N]	<i>C</i> [mm/N]	<i>COD</i> [mm]	<i>F</i> [N]	<i>C</i> [mm/N]	<i>COD</i> [mm]
1479	neurčeno	neurčeno	3344	0,00014176	0,6331
1645	0,00013609	0,2429	3436	0,00014269	0,6660
1805	0,00013652	0,2712	3499	0,00014430	0,6974
1962	0,00013686	0,2999	3570	0,00014507	0,7294
2117	0,00013770	0,3286	3636	0,00014603	0,7630
2267	0,00013784	0,3588	3692	0,00014736	0,7947
2412	0,00013793	0,3882	3733	0,00014828	0,8263
2547	0,00013852	0,4137	3765	0,00014903	0,8578
2682	0,00013808	0,4436	3787	0,00014999	0,8895
2811	0,00013810	0,4746	3836	0,00015065	0,9225
<b>2922</b>	<b>0,00013837</b>	<b>0,5046</b>	3877	0,00015140	0,9553
3037	0,00013918	0,5363	3927	0,00015198	0,9890
3146	0,00014021	0,5687	3788	0,00015239	1,0165
3245	0,00014128	0,6005	neurčeno	0,00015810	1,0382

**Tab. 6.8:** Maximální síly *F* každého cyklu zatěžování a jim odpovídající hodnoty *C* a *COD* VKL CARE10

<i>F</i> [N]	<i>C</i> [mm/N]	<i>COD</i> [mm]	<i>F</i> [N]	<i>C</i> [mm/N]	<i>COD</i> [mm]
1629	neurčeno	neurčeno	3585	0,00013273	0,6510
1797	0,00012594	0,2436	3652	0,00013382	0,6812
1972	0,00012593	0,2738	3692	0,00013506	0,7099
2134	0,00012602	0,3017	3723	0,00013574	0,7388
2300	0,00012658	0,3302	3709	0,00013665	0,7677
2451	0,00012689	0,3599	3769	0,00013748	0,7995
2602	0,00012723	0,3884	3787	0,00013791	0,8306
2749	0,00012796	0,4191	3833	0,00013877	0,8635
2884	0,00012773	0,4476	3872	0,00013949	0,8955
<b>3007</b>	<b>0,00012752</b>	<b>0,4792</b>	3867	0,00014011	0,9270
3120	0,00012801	0,5085	3870	0,00014057	0,9598
3231	0,00012880	0,5318	3835	0,00014136	0,9916
3324	0,00013004	0,5615	3872	0,00014168	1,0245
3421	0,00013122	0,5908	3911	0,00014243	1,0581
3506	0,00013200	0,6211	3949	0,00014312	1,0909

**Tab. 6.9:** Maximální síly *F* každého cyklu zatěžování a jim odpovídající hodnoty *C* a *COD* VKL CARE 03

$F$ [N]	$C$ [mm/N]	$COD$ [mm]	$F$ [N]	$C$ [mm/N]	$COD$ [mm]
1590	neurčeno	neurčeno	3578	0,00013776	0,6939
1764	0,00012970	0,2476	3635	0,00013873	0,7243
1930	0,00013006	0,2764	3648	0,00013970	0,7538
2096	0,00013084	0,3076	3659	0,00014057	0,7832
2252	0,00013113	0,3363	3695	0,00014116	0,8149
2413	0,00013123	0,3667	3707	0,00014223	0,8457
2558	0,00013151	0,3962	3722	0,00014298	0,8773
2707	0,00013203	0,4260	3737	0,00014347	0,9061
2833	0,00013235	0,4550	3757	0,00014384	0,9414
2960	0,00013203	0,4810	3799	0,00014430	0,9750
<b>3075</b>	<b>0,00013224</b>	<b>0,5110</b>	3814	0,00014497	1,0073
3184	0,00013289	0,5410	3840	0,00014541	1,0402
3296	0,00013401	0,5730	3828	0,00014620	1,0705
3403	0,00013517	0,6050	3806	0,00014712	1,1061
3471	0,00013605	0,6340	3816	0,00014765	1,1395
3514	0,00013687	0,6620	3617	0,00014762	1,1606

**Tab. 6.10:** Maximální síly  $F$  každého cyklu zatěžování a jim odpovídající hodnoty  $C$  a  $COD$  VKL CARE04

### Zhodnocení elastické poddajnosti CARE s jednosměrným uspořádáním vláken

Síly  $F_c$  stanovené z elastické poddajnosti jsou uvedeny v **tab. 6.11**. Z výsledků vyplývá, že hodnoty sil, při kterých došlo k začátku stabilního růstu trhliny, se lišily maximálně asi o 200 N, což odpovídá rozdílu hodnot  $F_c$  CARE05 a CARE10. Protože tyto vzorky byly zkoušeny za stejných atmosférických podmínek (bez působení zvýšené vlhkosti), je možné přisoudit větší rozdíl kritických sil geometrickým podmínkám zatěžování. Ty se mohli lišit buď kvalitou vrubu (u CARE05 nebyla detailně studována) a nebo rozdílnou délkou počáteční trhliny – toto tvrzení lze ale vyvrátit porovnáním hodnot uvedených v **tab. 6.3**. Rozdílné hodnoty  $F_c$  u těchto vzorků tak byly nejspíše způsobeny rozdílnou kvalitou vrubu, která má obecně na hodnotu  $F_c$  největší vliv.

Hodnoty  $F_c$  zjištěné u vzorků ovlivněných vlhkostí se lišily asi o 100 N oproti hodnotám  $F_c$  zjištěných u CARE06 a CARE10. Mírný posun hodnot lze přisoudit větší plasticitě epoxidové matrice a lepšímu adheznímu spoji mezi matricí a duralovými vrstvami. U vlhkosti se v tomto případě neprokázalo její negativní působení na lomové chování VKL CARE.

Vzorek	$F_c$ [N]
CARE05	3118
CARE06	2968
CARE07	3057
CARE10	2922
CARE03	3007
CARE04	3075

**Tab. 6.6:**  $F_c$  naměřené u vzorků s jednosměrnou orientací vláken

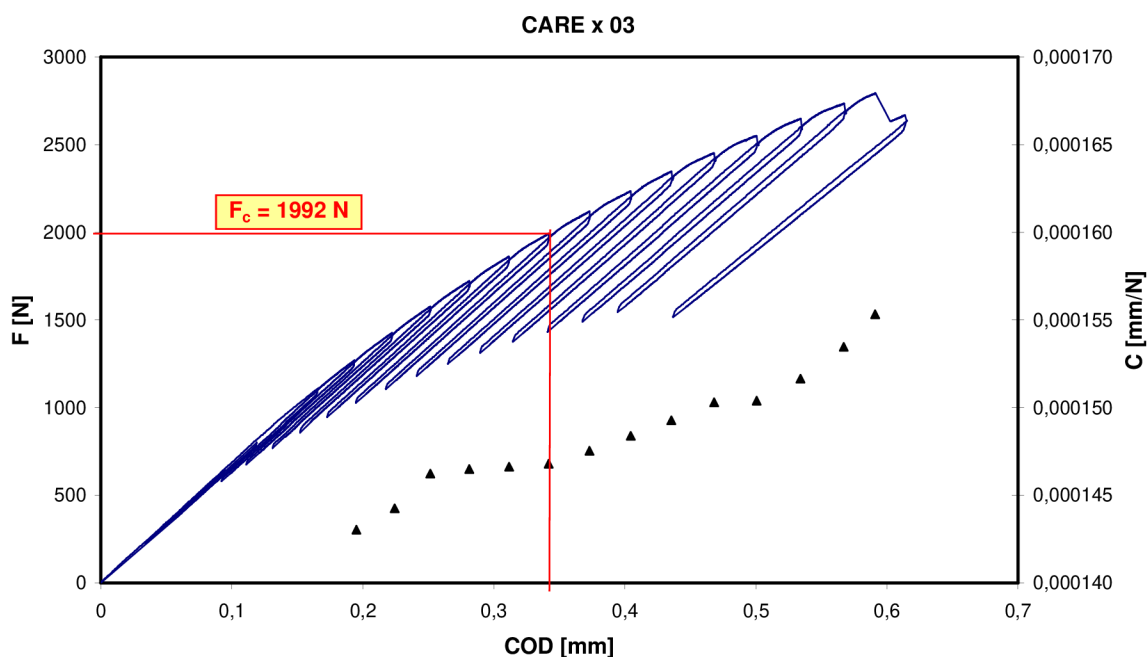
## Změna elastické poddajnosti vzorků s křížovým uspořádáním vláken:

U VKL CARE s křížovým uspořádáním vláken byl začátek pomalého růstu trhliny studován metodou opakovaného odlehčování tělesa pouze u dvou vzorků (CARE x 03 a CARE x 04). Při volbě parametrů zkoušky se vycházelo z předpokladu, že se trhlina může začít šířit dříve, než u vzorků s jednosměrným uspořádáním vláken. Počáteční hodnota postupného odlehčování se proto nastavila na okamžik, kdy  $COD = 0,3$  mm. Interval mezi cykly 0,05 mm byl zachován.

Hodnota  $F_c$  byla z diagramů  $F, C - COD$  stanovena stejným způsobem, jako u jednosměrných vzorků. Začátek stabilního růstu trhliny zaznamenaný ze změny elastické poddajnosti není tak výrazný, jako u předchozích vzorků. Je možné se ale domnívat, že typicky lineární až exponenciální růst elastické poddajnosti následuje opět po určitém zvlnění způsobeném pravděpodobně postupným usazováním zatěžovacího čepu na zkušební vzorku.

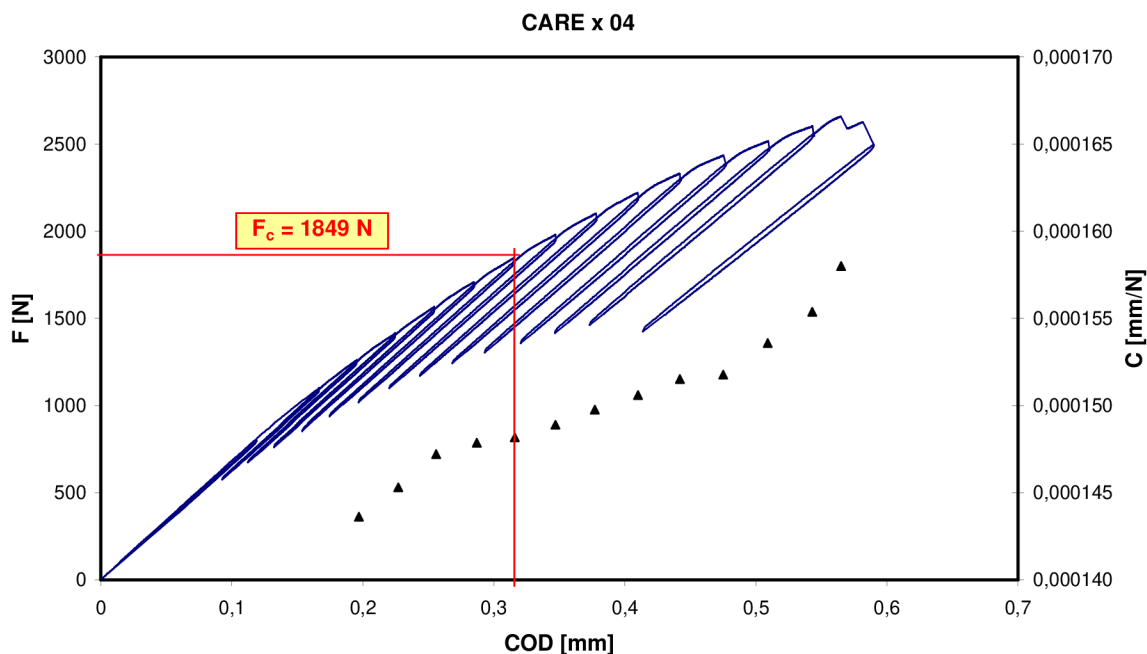
U vzorku CARE x 04, kde je zmíněný přechod velmi nepatrný, byla hodnota  $F_c$  určena s ohledem na vzorek CARE x 03, u kterého je přechod výraznější.

Diagramy  $F, C - COD$  vzorků s křížově orientovanými vlákny jsou na **obr. 6.21** a **obr. 6.22** a hodnoty maximálních sil  $F$  každého cyklu a jim odpovídající hodnoty  $C$  a  $COD$  získané u obou vzorků jsou v **tab. 6.12** a **tab. 6.13**.



**Obr. 6.21:** Závislost změny síly a poddajnosti na změně rozevření trhliny VKL CAREx03





Obr. 6.22: Závislost změny síly a poddajnosti na změně rozevření trhliny VKL CAREx04

$F$ [N]	$C$ [mm/N]	$COD$ [mm]
1110	neurčeno	neurčeno
1270	0,00014304	0,1951
1425	0,00014426	0,2243
1576	0,00014624	0,2515
1721	0,00014650	0,2812
1861	0,00014663	0,3116
1992	0,00014680	0,3418
2120	0,00014754	0,3730
2234	0,00014839	0,4045
2347	0,00014928	0,4354
2452	0,00015031	0,4681
2548	0,00015040	0,5006
2648	0,00015165	0,5340
2734	0,00015347	0,5670
2669	0,00015533	0,5910

Tab. 6.12: Maximální síly  $F$  každého cyklu zatěžování a jim odpovídající hodnoty  $C$  a  $COD$  VKL CARE x 03

$F$ [N]	$C$ [mm/N]	$COD$ [mm]
1102	neurčeno	neurčeno
1262	0,00014362	0,197
1416	0,00014531	0,227
1568	0,00014721	0,256
1708	0,00014786	0,287
1849	0,00014817	0,316
1981	0,00014890	0,347
2102	0,00014977	0,377
2220	0,00015060	0,410
2328	0,00015152	0,442
2435	0,00015177	0,475
2517	0,00015359	0,509
2604	0,00015538	0,543
2625	0,00015800	0,565

Tab. 6.13: Maximální síly  $F$  každého cyklu zatěžování a jim odpovídající hodnoty  $C$  a  $COD$  VKL CARE x 04

### Zhodnocení elastické poddajnosti CARE s křížovým uspořádáním vláken

Sily  $F_c$  stanovené z elastické poddajnosti jsou uvedeny v **tab. 6.14**. Ze zjištěných hodnot je evidentní pokles kritických sil způsobený křížovým uspořádáním vláken, kdy jich proti růstu trhliny působilo o 50 % méně. Oproti silám zjištěným u CARE s jednosměrným uspořádáním vláken poklesly  $F_c$  o téměř 60 %, tzn. o asi 1230 N. Enormní pokles  $F_c$  u tohoto materiálu způsobil i velký pokles lomové houževnatosti stanovené v kap. 6.5.4.3.

Hodnota  $F_c$  zjištěná u CARE x 04 s nevýrazným začátkem růstu elastické poddajnosti odpovídajícímu začátku růstu trhliny nebyla příliš odlišná od  $F_c$  stanovené u CARE x 03. Rozdíl hodnot byl asi 7%. Na základě malé odchylky je možné usoudit, že začátek růstu trhliny byl u CARE x 04 určen relativně správně.

Vzorek	$F_c$ [N]
CARE x 03	1992
CARE x 04	1849

**Tab. 6.14:**  $F_c$  naměřené u vzorků s jednosměrnou orientací vláken

#### 6.5.4.2 Experimentální určení růstu trhliny optickou metodou

Aby bylo možné sestavit grafickou závislost J integrálu na přírůstcích trhliny prostřednictvím tzv. J – R křivky, bylo nutné zjistit co nejpřesnější přírůstky trhlín. Protože délky rostoucích trhlín vypočítané na základě polynomické závislosti

$$\frac{a_i}{W} = f(C) \quad (6.3)$$

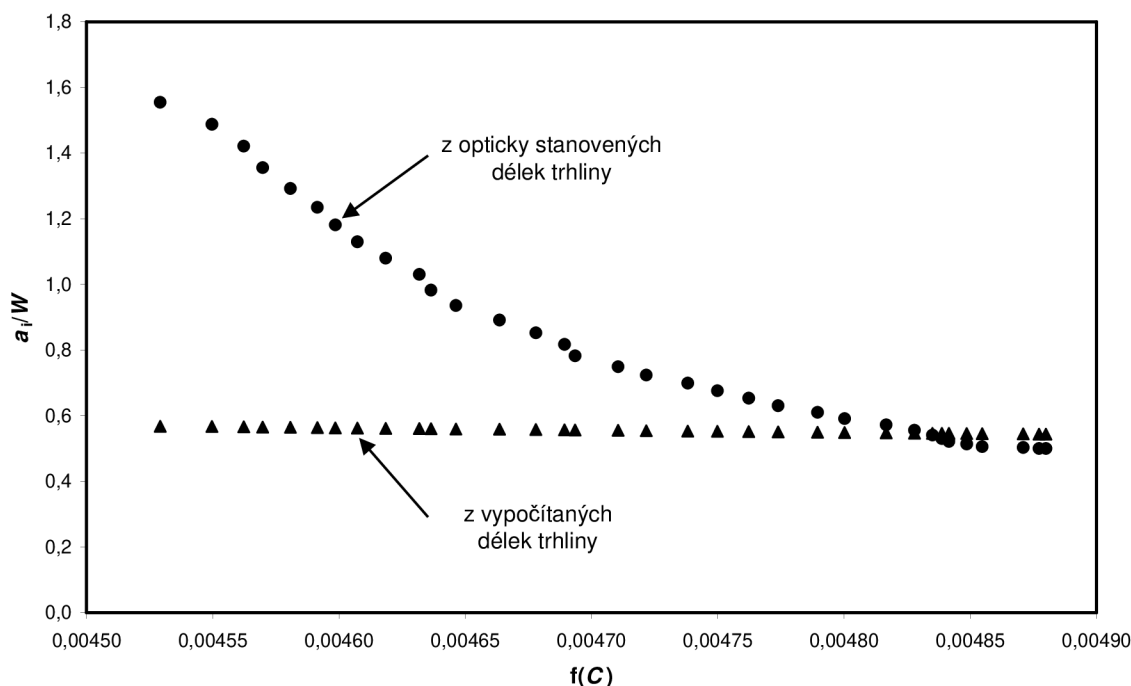
definované normami [4] absolutně nesouhlasily s reálným šířením trhliny ve vzorcích, musely se pomocí mikroskopické kamery změřit přírůstky trhlín  $\Delta a_i$ . Posoudit nereálnost vypočítaných hodnot délek šířící se trhliny je možné pomocí grafu na **obr. 6.23**, kde je zaznamenána závislost 6.3 získaná z vypočítaných i opticky určených změn délek rostoucí trhliny u vzorku CARE06.

Před zkouškou se nejprve na každém vzorku přesně stanovila počáteční délka trhliny  $a_0$ , ke které se při vyhodnocování přičítaly zjištěné přírůstky trhliny  $\Delta a_i$ . Následovně byla zaměřena a co nejpřesněji zaostřena kamera na špičku vrubu s optimálním zvětšením tak, aby bylo možné sledovat celý průběh šíření trhliny; z předchozích měření bylo známo, že délka trhliny před větším skokem odpovídajícím většímu počtu přetržených vláken nepřesahovala více než 3 mm. Pro přesné odměřování přírůstků trhliny byl nafočen etalon položený ve stejné rovině jako sledovaná plocha vzorku s vrubem.

Záznam obrazu nebyl kontinuální, ale byl snímán v pravidelných intervalech po 10 s. Ze získaných snímků se vybraly ty, které odpovídaly maximálnímu rozevření trhliny každého zátěžného cyklu. U vybraných snímků se pomocí volně dostupného softwaru IrfanView odměřovaly sebemenší přírůstky trhliny v pixelech, které se následně přepočítaly na milimetry; u získaných obrázků platilo, že

$$1 \text{ pixel} = 1/180 \text{ mm};$$

měřené přírůstky byly proto získány s dostatečnou přesností.



**Obr. 6.23:** Závislost  $a_i/W = f(C)$  získaná z vypočítaných i opticky určených změn délek rostoucí trhliny v CARE06

Růst trhliny ve vzorcích nikdy zcela nesledoval směr určený třibodovým ohybem, tzn. směr posuvu středního zátěžného bodu. Nejprve se na čele trhliny objevila povrchová trhlina, která neznamenal, že by uvnitř tělesa došlo k nějakým změnám. V některých případech se vytvořily dvě povrchové trhliny (**obr. 6.24**) a z jedné, dominantní, se začala šířit trhlina průchozí celou vrstvou duralu. V některých případech trhlina začala růst meandrovitým způsobem (**obr. 6.25**) a začala růst rovně (kolmo k vláknům), až když dosáhla větší délky. V případě vzorků s křížovým uspořádáním vláken došlo i k tvorbě silně rozvětvených trhlín (**obr. 6.26**).

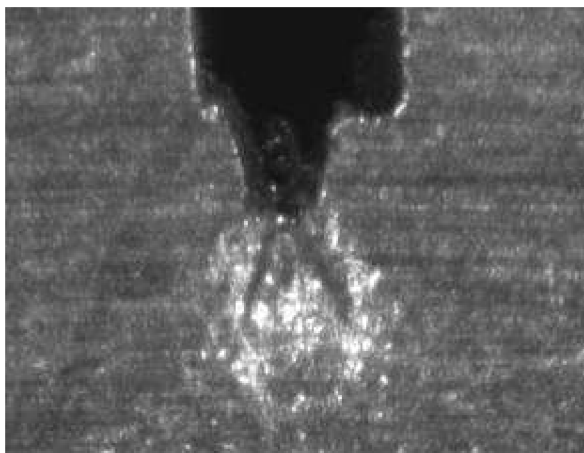
Počáteční zakřivený růst trhliny v duralové vrstvě lze vysvětlit působením interlaminárního adhezního spoje kovu s vrstvou prepregu. Jelikož se uhlíková vlákna při tak malém rozevření trhliny deformaovala jen pružně, působila smykovým napětím na kovovou vrstvu a odkláněla tak šířící se trhlinu od hlavního směru zatěžování.

Velmi rozdílná povaha šíření trhlín pozorovaných na povrchu vzorků musela být při vyhodnocování zohledněna. Protože odměřování skutečných délek zakřivených trhlín by bylo velice obtížné, přistoupilo se k odměřování délek trhlín pouze ve směru zatěžování (tj. od shora dolů). V případě rozvětvení trhliny se do výsledné hodnoty započítala vždy jen délka nejdelší trhliny. Tato metoda nebyla tak konzervativní, jako kdyby se uvažovaly všechny disipace energie při růstu trhliny, ale byla rychlá a poměrně snadná.

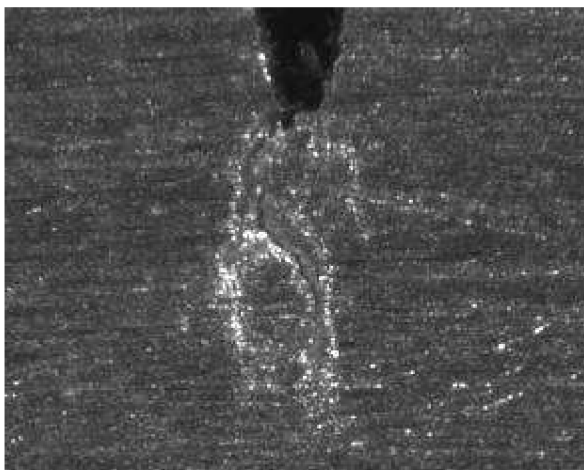
Optické měření přírůstků trhliny  $\Delta a_i$  bylo provedeno na vzorcích CARE03, CARE04, CARE06, CARE10, CARE x 03 a CARE x 04. Změřené hodnoty u všech těchto vzorků jsou uvedeny v **tab. 6.15**. Jelikož každá uvedená hodnota přírůstku



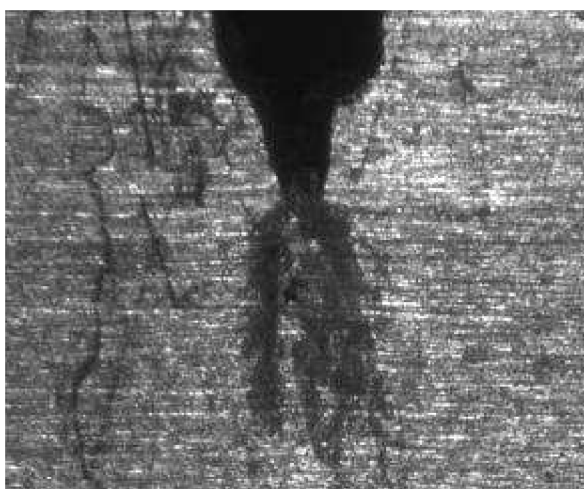
délky trhliny odpovídá příslušnému zátěžnému cyklu, lze těmto hodnotám přiřadit odpovídající hodnoty zátěžné síly, elastické poddajnosti nebo rozevření trhliny uvedených v **tab. 6.7** až **tab. 6.11** a **tab. 6.13** a **tab. 6.14**.



**Obr. 6.24:** Tvorba povrchových trhlin, CARE10



**Obr. 6.25:** Meandrovité šíření trhliny, CARE03



**Obr. 6.26:** Velká hustota rozvětvených trhlin, CARE x 04

CARE03 [mm]	CARE04 [mm]	CARE06 [mm]	CARE10 [mm]	CAREx03 [mm]	CAREx04 [mm]
0,006	0,039	0,000	0,000	0,000	0,000
0,008	0,044	0,005	0,000	0,003	0,001
0,022	0,050	0,070	0,011	0,011	0,072
0,058	0,056	0,070	0,019	0,033	0,083
0,061	0,128	0,200	0,028	0,050	0,089
0,122	0,150	0,200	0,050	0,061	0,122
0,278	0,194	0,210	0,083	0,128	0,167
0,294	0,306	0,270	0,139	0,222	0,222
0,300	0,317	0,370	0,211	0,283	0,256
0,389	0,317	0,410	0,244	0,350	0,306
0,400	0,322	0,470	0,300	0,467	0,333
0,417	0,344	0,480	0,328	0,533	0,383
0,467	0,400	0,510	0,439	0,589	0,539
0,533	0,528	0,570	0,533	0,739	0,750
0,600	0,622	0,570	0,550	0,972	
0,639	0,694	0,580	0,622		
0,722	0,861	0,610	0,694		
0,800	0,911	0,640	0,772		
0,833	0,961	0,830	0,844		
0,861	1,017	0,870	0,944		
1,067	1,133	0,880	1,028		
1,172	1,172	0,970	1,044		
1,183	1,194	1,110	1,128		
1,244	1,289	1,170	1,194		
1,306	1,344	1,200	1,467		
1,322	1,361	1,230	1,494		
1,344	1,456	1,250	1,550		
1,444	1,494	1,290			
1,567	1,600	1,340			
1,661	1,650	1,430			
	1,728	1,590			
	2,006	1,640			
		1,660			
		1,680			
		2,520			
		2,600			

**Tab. 6.15:** Opticky změřené přírůstky trhliny  $\Delta a_i$  vzorků CARE odpovídající příslušným zátěžným cyklům

### 6.5.4.3 Výpočet J integrálu a lomové houževnatosti $J_c$

Metodika výpočtu J integrálu se zakládala na postupu uváděném v normách ČSN 0347 a ASTM 1820, [4], [11]. Pro výpočet  $J$  v závislosti na šířící se trhlině byl použit vztah [11]:

$$J_i = \frac{1-\mu^2}{E} K_i^2 + \frac{2A_{iP}}{B(W-a_i)}, \quad (6.4)$$

kde  $a_i$  je délka celé trhliny při  $i$ -tém zátěžném cyklu a  $A_{iP}$  je hodnota obsahu plochy pod křivkou diagramu  $F - COD$  o velikosti vymezené bodem odpovídajícím vrcholu  $i$ -tého cyklu. Postup při vymezení plochy  $A_P$  je popsán na **obr. 3.21**, kap. 3.6.2.

Protože veškeré potřebné hodnoty byly zjištěny v průběhu zkoušky elastické poddajnosti ( $F_i$ ,  $A_{iP}$ ), resp. byly zjištěny měřením ( $a_i$ ), nenastaly s výpočtem  $J_i$  žádné komplikace. Hodnoty  $J_i$  v závislosti na  $a_i$  byly vypočítány jen u vzorků, u kterých byly opticky měřeny přírůstky trhliny, tj. u CARE06, CARE10, CARE03, CARE04, CARE x 03 a u CARE x 04. Výsledné hodnoty  $J_i$  těchto vzorků jsou uvedeny v **tab. 6.16.** až **tab. 6.21** společně se všemi vstupními hodnotami. V každé tabulce je zvýrazněna hodnota  $J_i$ , která odpovídá kritické síle  $F_c$  určené ze změn elastické poddajnosti. To, zda tyto hodnoty  $J_c$  odpovídají lomové houževnatosti  $J_{lc}$ , je uvedeno ve zhodnocení v závěru kapitoly.

$J_i$ [kJ/m <sup>2</sup> ]	$F_i$ [N]	$A_P$ [Nmm]	$a_i$ [m]
17,608	1655,30	235,61	0,0124000
21,979	1834,12	297,94	0,0124050
27,054	2008,17	367,95	0,0124700
32,580	2182,57	450,24	0,0124700
39,464	2350,43	544,29	0,0126000
46,389	2512,10	654,19	0,0126000
54,194	2673,28	779,97	0,0126100
63,236	2822,61	925,16	0,0126700
<b>73,767</b>	<b>2968,41</b>	<b>1090,41</b>	<b>0,0127700</b>
84,612	3097,24	1280,09	0,0128100
96,583	3213,65	1491,39	0,0128700
108,934	3324,42	1727,49	0,0128800
123,311	3448,39	1993,97	0,0129100
139,318	3555,80	2290,50	0,0129700
155,376	3651,05	2619,21	0,0129700
172,204	3723,31	2973,84	0,0129800
190,407	3794,47	3348,48	0,0130100
209,756	3863,75	3748,21	0,0130400
235,008	3925,81	4176,05	0,0132300
253,853	3914,48	4597,31	0,0132700
272,779	3935,47	5018,75	0,0132800
290,811	3907,31	5386,14	0,0133700
312,767	3884,99	5789,33	0,0135100
334,125	3915,42	6202,13	0,0135700
355,446	3954,97	6630,84	0,0136000
377,177	3983,44	7073,99	0,0136300
397,909	4004,40	7507,96	0,0136500
419,816	4012,13	7954,25	0,0136900
438,225	3979,77	8337,28	0,0137400
461,399	3962,41	8763,39	0,0138300
487,795	3936,13	9170,20	0,0139900
507,889	3911,51	9566,49	0,0140400
527,344	3906,35	9969,94	0,0140600
546,008	3898,42	10356,78	0,0140800
623,271	3877,29	10730,85	0,0149200
585,062	2615,83	10852,38	0,0150000

**Tab. 6.16:** Vypočítané hodnoty  $J_i$  a jim příslušné vstupní výpočtové hodnoty, CARE06

$J_i$ [kJ/m <sup>2</sup> ]	$F_i$ [N]	$A_P$ [Nmm]	$a_i$ [m]
15,339	1478,64	217,51	0,0124500
19,185	1644,95	274,26	0,0124500
23,484	1805,36	338,76	0,0124611
28,197	1962,15	410,69	0,0124694
33,374	2117,21	490,76	0,0124778
39,118	2267,20	580,74	0,0125000
45,485	2412,22	681,80	0,0125333
52,560	2546,89	795,56	0,0125889
60,586	2681,80	923,47	0,0126611
69,019	2810,77	1067,00	0,0126944
<b>78,199</b>	<b>2921,74</b>	<b>1226,66</b>	<b>0,0127500</b>
88,022	3036,95	1403,35	0,0127778
99,822	3145,90	1598,99	0,0128889
112,282	3244,54	1812,61	0,0129833
124,745	3344,42	2049,78	0,0130000
139,078	3435,55	2308,51	0,0130722
153,651	3498,83	2582,71	0,0131444
169,651	3570,43	2876,16	0,0132222
186,388	3635,73	3186,75	0,0132944
204,574	3691,78	3512,58	0,0133944
222,819	3733,16	3851,50	0,0134778
239,698	3765,09	4206,39	0,0134944
258,717	3786,93	4565,04	0,0135778
279,282	3835,58	4945,54	0,0136444
308,751	3877,33	5340,76	0,0139167
330,372	3927,24	5754,52	0,0139444
335,305	3787,60	5919,19	0,0140000

**Tab. 6.17:** Vypočítané hodnoty  $J_i$  a jim příslušné vstupní výpočtové hodnoty, CARE10

$J_i$ [kJ/m <sup>2</sup> ]	$F_i$ [N]	$A_{iP}$ [Nmm]	$a_i$ [m]
16,468	1628,77	236,25	0,0121556
20,387	1797,35	296,10	0,0121583
24,905	1971,88	364,53	0,0121722
29,982	2134,48	443,64	0,0122083
35,521	2300,02	533,00	0,0122111
41,886	2451,14	635,47	0,0122722
49,779	2602,50	753,22	0,0124278
57,520	2749,08	886,98	0,0124444
65,896	2883,64	1040,61	0,0124500
<b>75,838</b>	<b>3006,64</b>	<b>1213,52</b>	<b>0,0125389</b>
85,861	3119,92	1408,89	0,0125500
96,914	3230,97	1626,69	0,0125667
109,044	3323,70	1865,73	0,0126167
122,670	3421,40	2127,85	0,0126833
137,107	3506,03	2410,77	0,0127500
152,210	3585,38	2720,33	0,0127889
168,778	3651,61	3046,08	0,0128722
185,489	3692,17	3386,42	0,0129500
201,173	3723,20	3728,45	0,0129833
215,875	3709,47	4075,53	0,0130111
238,648	3769,05	4446,66	0,0132167
258,606	3787,36	4830,59	0,0133222
276,876	3833,46	5221,31	0,0133333
297,769	3871,74	5635,83	0,0133944
316,816	3867,42	6031,02	0,0134556
334,573	3870,07	6427,43	0,0134722
351,501	3835,23	6824,32	0,0134944
374,547	3871,98	7233,32	0,0135944
399,688	3911,36	7653,33	0,0137167
424,767	3949,00	8089,80	0,0138111

**Tab. 6.18:** Vypočítané hodnoty  $J_i$  a jim příslušné vstupní výpočtové hodnoty, CARE03

$J_i$ [kJ/m <sup>2</sup> ]	$F_i$ [N]	$A_{iP}$ [Nmm]	$a_i$ [m]
15,972	1590,25	229,38	0,0123389
19,940	1763,61	289,33	0,0123444
24,296	1930,40	356,57	0,0123500
29,164	2096,07	433,16	0,0123556
34,827	2252,17	520,32	0,0124278
41,004	2412,55	620,27	0,0124500
47,893	2558,39	735,19	0,0124944
56,153	2706,78	864,84	0,0126056
64,133	2832,94	1011,05	0,0126167
72,879	2959,73	1176,19	0,0126167
<b>82,369</b>	<b>3075,41</b>	<b>1361,28</b>	<b>0,0126222</b>
92,776	3183,71	1565,43	0,0126444
104,904	3296,35	1795,73	0,0127000
119,234	3402,52	2050,02	0,0128278
133,486	3471,45	2325,62	0,0129222
146,841	3513,54	2597,32	0,0129944
164,207	3577,74	2900,03	0,0131611
179,680	3635,17	3211,48	0,0132111
194,505	3647,97	3530,80	0,0132611
209,663	3658,62	3852,67	0,0133167
228,089	3695,39	4190,78	0,0134333
243,599	3707,14	4521,97	0,0134722
259,784	3722,49	4876,33	0,0134944
277,507	3737,01	5209,19	0,0135889
295,675	3757,08	5573,13	0,0136444
313,740	3798,54	5949,13	0,0136611
334,254	3814,48	6326,63	0,0137556
353,221	3840,40	6706,49	0,0137944
372,474	3827,76	7050,44	0,0139000
390,527	3806,18	7423,54	0,0139500
411,091	3816,26	7795,87	0,0140278
423,207	3617,24	7907,44	0,0143056

**Tab. 6.19:** Vypočítané hodnoty  $J_i$  a jim příslušné vstupní výpočtové hodnoty, CARE04

$J_i$ [kJ/m <sup>2</sup> ]	$F_i$ [N]	$A_{iP}$ [Nmm]	$a_i$ [m]
8,950	1109,60	119,03	0,0121500
11,967	1270,13	161,98	0,0121528
15,364	1424,71	211,11	0,0121611
19,182	1575,52	266,52	0,0121833
23,352	1720,83	328,35	0,0122000
27,860	1861,10	396,74	0,0122111
<b>32,944</b>	<b>1992,36</b>	<b>471,98</b>	<b>0,0122778</b>
38,703	2120,33	555,65	0,0123722
44,572	2234,34	646,69	0,0124333
51,007	2346,99	746,34	0,0125000
58,314	2451,75	854,98	0,0126167
65,621	2548,38	972,00	0,0126833
73,391	2647,74	1096,84	0,0127389
82,647	2733,64	1232,00	0,0128889
89,810	2668,68	1367,00	0,0131222

**Tab. 6.20:** Vypočítané hodnoty  $J_i$  a jim příslušné vstupní výpočtové hodnoty, CARE x 03

$J_i$ [kJ/m <sup>2</sup> ]	$F_i$ [N]	$A_{iP}$ [Nmm]	$a_i$ [m]
8,905	1101,60	119,08	0,0122000
11,914	1261,56	162,14	0,0122006
15,447	1416,14	210,98	0,0122722
19,263	1567,64	266,17	0,0122833
23,404	1708,39	328,98	0,0122889
<b>28,050</b>	<b>1848,53</b>	<b>397,96</b>	<b>0,0123222</b>
33,099	1980,84	473,78	0,0123667
38,510	2102,25	556,40	0,0124222
44,247	2219,74	647,65	0,0124556
50,411	2327,95	746,56	0,0125056
56,915	2434,83	854,90	0,0125333
63,537	2517,48	969,28	0,0125833
71,829	2603,79	1092,22	0,0127389
80,025	2625,00	1222,17	0,0129500

**Tab. 6.21:** Vypočítané hodnoty  $J_i$  a jim příslušné vstupní výpočtové hodnoty, CARE x 04  
**Zhodnocení vypočítaných hodnot J integrálu**



U vypočítaných hodnot  $J_c$  bylo stanoveno, zda splňují zavedené podmínky rovinné deformace (3.52) a zda jsou tedy tyto hodnoty rovny lomové houževnatosti  $J_{Ic}$ .

Podmínka rovinné deformace byla zavedena ve tvaru:

$$\min.[a, (W - a), B] \geq 50 \frac{J_c}{R_{p0,2} + R_m}, \quad (6.5)$$

kde za  $R_{p0,2}$  a  $R_m$  byly dosazeny experimentálně určené hodnoty uvedené v **tab. 6.4**. To, zda byla podmínka splněna, je pro každou hodnotu  $J_c$  souhrnně uvedeno v **tab. 6.22**.

	$J_c$ [kJ/m <sup>2</sup> ]	$a_0$ [mm]	$W - a_0$ [mm]	$B$ [mm]		Hodnota podmínky [mm]	Je podmínka splněna? -
CARE06	<b>73,767</b>	12,40	12,60	4,03	≥	2,036	<b>ANO</b>
CARE10	<b>78,199</b>	12,45	12,55	4,03	≥	2,158	<b>ANO</b>
CARE03	<b>75,838</b>	12,15	12,95	4,03	≥	2,093	<b>ANO</b>
CARE04	<b>82,369</b>	12,30	12,90	4,03	≥	2,273	<b>ANO</b>
CAREx03	<b>32,944</b>	12,15	12,77	4,02	≥	1,260	<b>ANO</b>
CAREx04	<b>28,050</b>	12,20	12,72	4,02	≥	1,073	<b>ANO</b>

**Tab. 6.22:** Vyhodnocení podmínky rovinné deformace u experimentálně určených hodnot  $J_c$

Z **tab. 6.22** vyplývá, že u všech experimentálně určených hodnot  $J_c$  byla podmínka splněna a že jsou tedy rovny lomové houževnatosti  $J_{Ic}$ . Dále je zřejmý velký pokles lomové houževnatosti u VKL CARE s křížovým uspořádáním vláken. U tohoto materiálu byl oproti CARE s jednosměrným uspořádáním pokles hodnot  $J_{Ic}$  až o asi 65 %.

Mezi hodnotami  $J_{Ic}$  zjištěných u vzorků s jednosměrným uspořádáním neovlivněných a ovlivněných zvýšenou absorbovanou vlhkostí nebyly zjištěny větší rozdíly. Z hodnot vyplývá, že lomová houževnatost CARE se zvýšeným množstvím absorbované vlhkosti byla v průměru asi o 4 % vyšší než u nezátížených vzorků. Mírný nárůst lomové houževnatosti u zatížených vzorků vlhkostí lze, stejně jako v případě určování  $F_c$ , přisoudit větší plasticitě epoxidové matrice a lepší adhezni pevnosti spoje mezi maticí a duralovými plechy.

Mezi hodnotami  $J_{Ic}$  CARE s křížovým uspořádáním vláken byla zjištěna odchylka asi 15 %. Odchylka mohla být způsobena hodnotou  $F_c$  CARE x 04 určenou odhadem. Také mohla být způsobena chybným optickým změřením přírůstků trhliny, která se v případě CARE x 04 šířila v podobě více rozvětvených povrchových trhlin (**obr. 6.26**).

### 6.5.4.4 Konstrukce J – R křivek

Ze získaných hodnot  $J_i$  a  $a_i$  bylo možné graficky znázornit jejich vzájemnou závislost pomocí J – R křivky. Konstrukce křivky se zavádí v případě stabilního šíření tvárné trhliny (viz kap. 3.6.2.1).

Protože měření přírůstků trhlín optickou metodou bylo prováděno pouze na jeho povrchu a navíc jen na jedné straně vzorku, tj. na svrchní duralové vrstvě, nebylo možné stanovit, jak se trhlina šířila v celém průřezu vzorku. Aby bylo možné posoudit správnost optického měření, byly opticky změřené přírůstky trhliny přepočítány pomocí změn elastické poddajnosti, které od určitého stupně zatěžování (po úplném usednutí středního zatěžovacího bodu) odpovídaly změnám v materiálu v oblasti čela rostoucí trhliny v duralových vrstvách. Pro přepočet opticky získaných hodnot byl zaveden vztah:

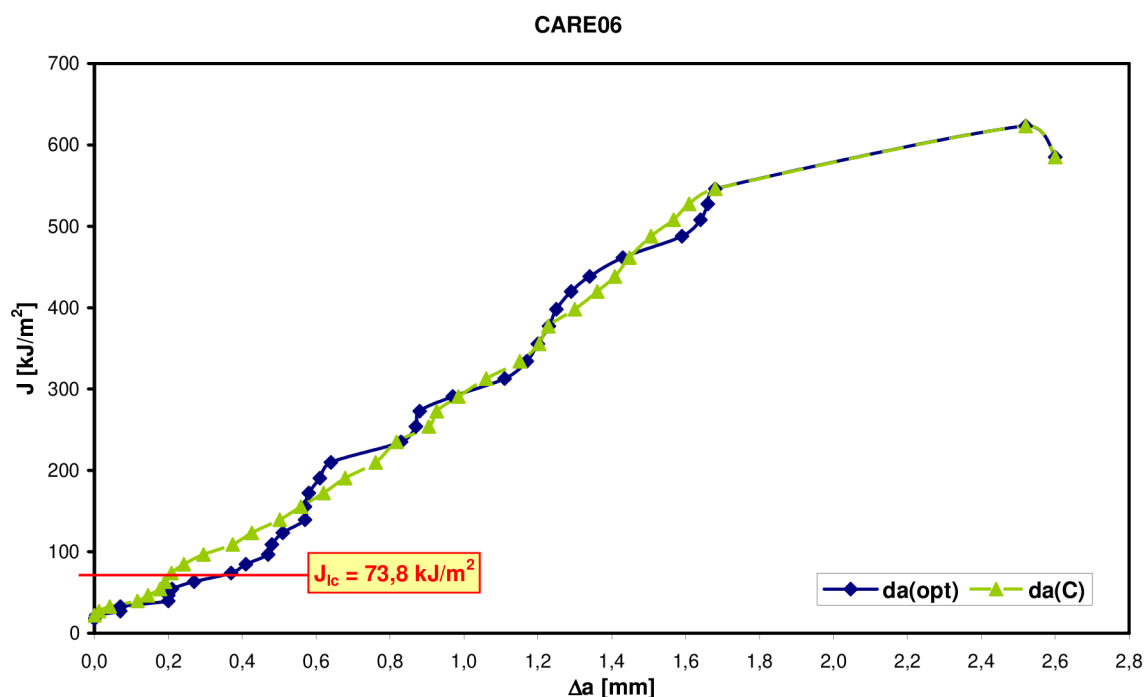
$$\Delta a_i(C) = \frac{\Delta a_{\max}(\text{opt}) \cdot (C_i - C_0)}{C_{\max} - C_0}, \quad (6.6)$$

kde  $\Delta a_i(C)$  je vypočítaný přírůstek trhliny závislý na změně poddajnosti,  $\Delta a_{\max}(\text{opt})$  je maximální přírůstek trhliny zjištěný opticky,  $C_i$  je poddajnost  $i$ -tého zatěžovacího cyklu,  $C_0$  je počáteční poddajnost a  $C_{\max}$  je maximální zjištěná poddajnost.

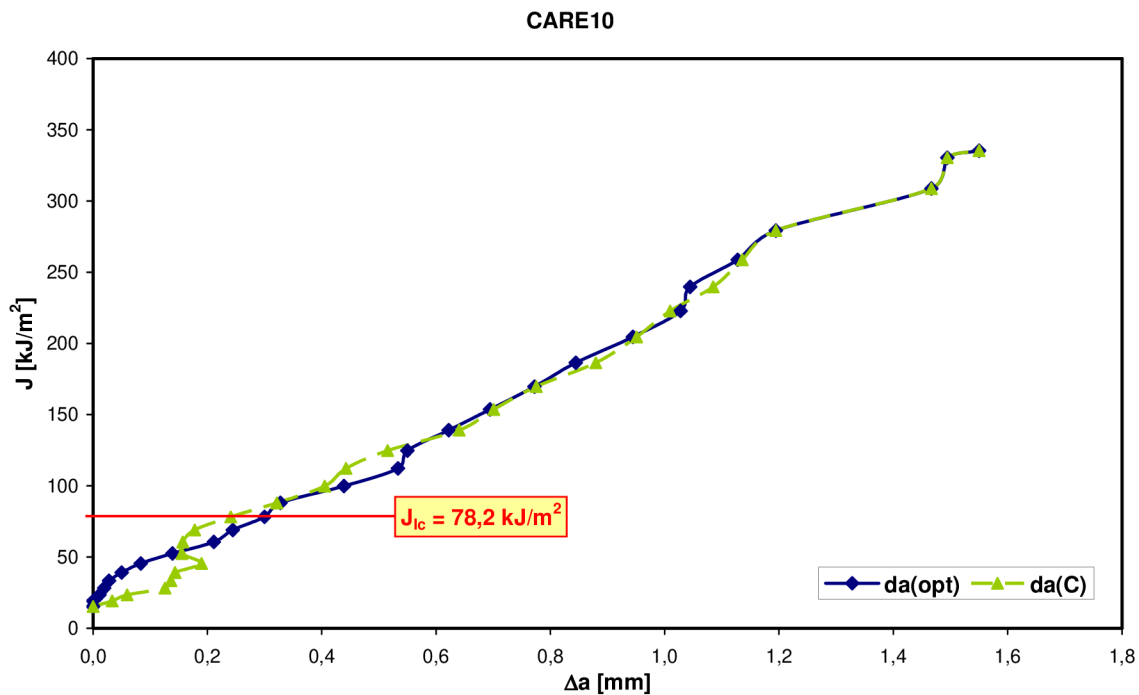
Jelikož růst trhliny ve VKL CARE probíhal od určitého stupně zatěžování skokově z důvodu přetrhávání vláken, nebylo možné do vztahu 6.5 započítat definitivní délku trhliny, ale jen tu hodnotu  $\Delta a_{\max}(\text{opt})$ , před kterou trhlina rostla de facto lineárně. Tím se zabezpečila dostatečná platnost zavedeného vztahu 6.5.

Grafická závislost  $J_i$  na  $\Delta a_i(\text{opt})$  a  $J_i$  na  $\Delta a_i(C)$  (tzn. J – R křivky získané z těchto hodnot) všech experimentálně studovaných vzorků jsou uvedeny na **obr. 6.27 až obr. 6.32** (pozn.: v grafech je  $da = \Delta a$ ).

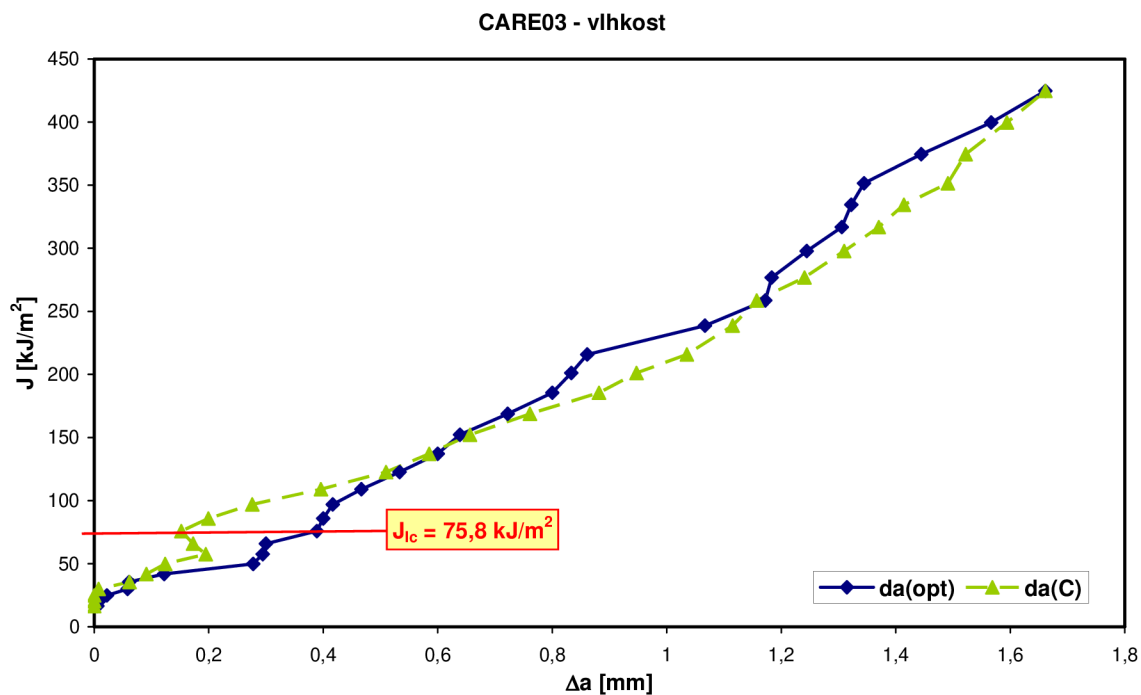
Vyhodnocení J – R křivek je v závěru této kapitoly.



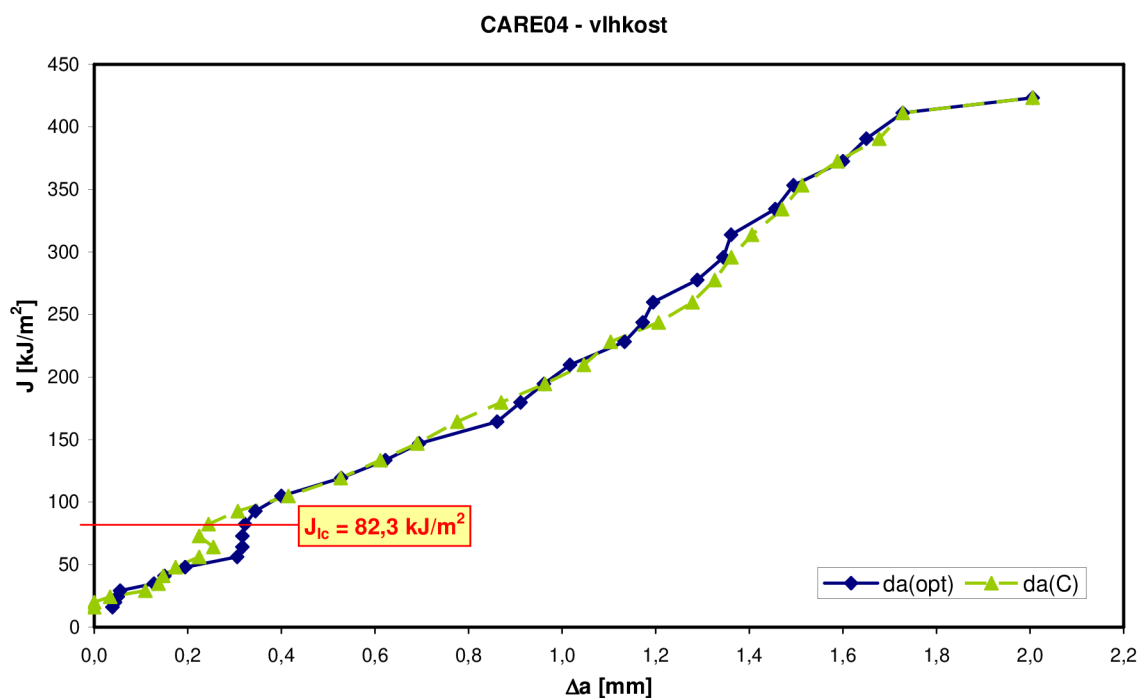
**Obr. 6.27:** J – R křivka CARE06 s jednosměrným uspořádáním vláken



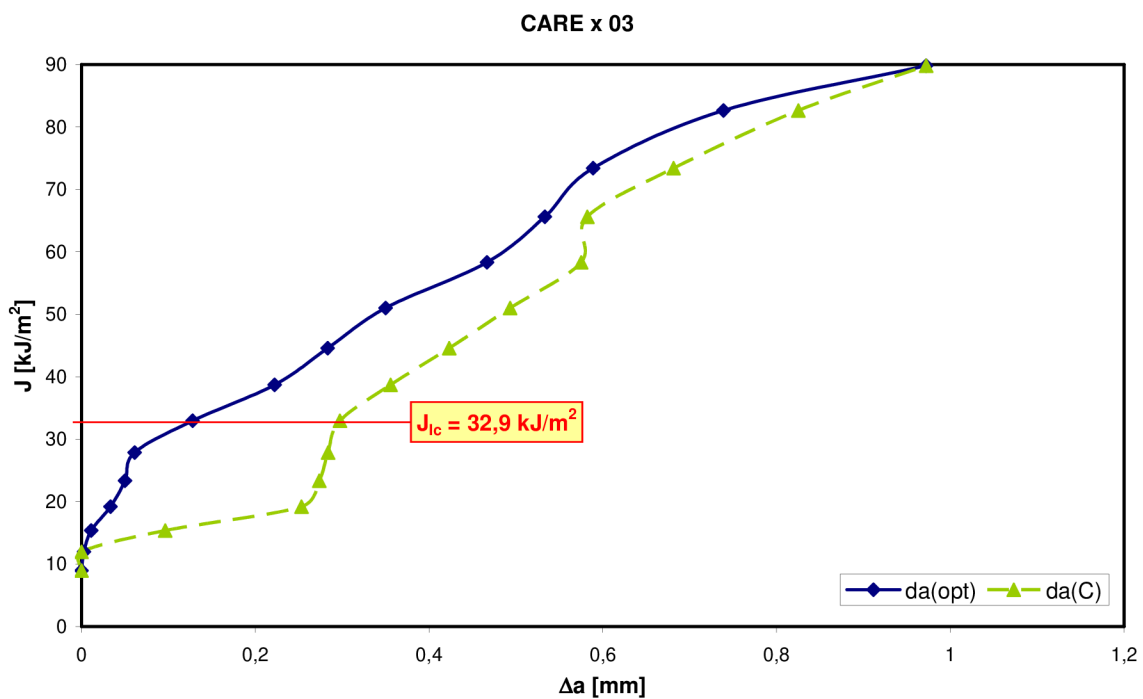
**Obr. 6.28:** J – R křivka CARE10 s jednosměrným uspořádáním vláken



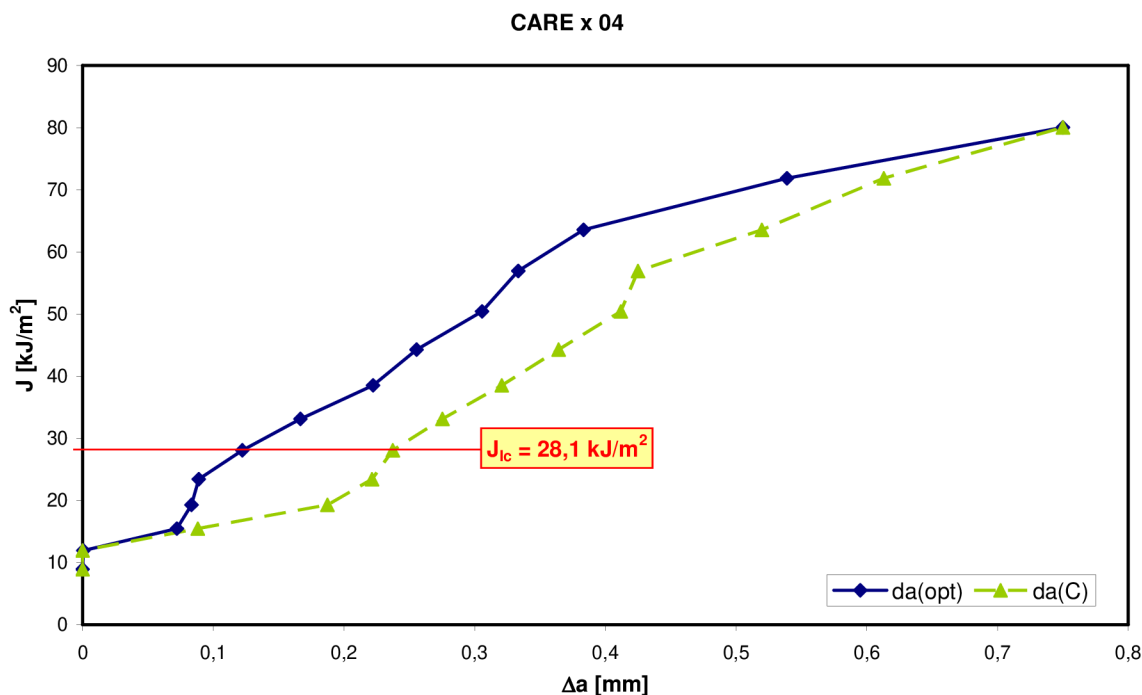
**Obr. 6.29:** J – R křivka CARE03 s jednosměrným uspořádáním vláken ovlivněného absorbovanou vlhkostí



**Obr. 6.30:** J – R křivka CARE04 s jednosměrným uspořádáním vláken ovlivněného absorbovanou vlhkostí



**Obr. 6.31:** J – R křivka CARE x 03 s křížovým uspořádáním vláken



**Obr. 6.32:** J – R křivka CARE x 04 s křížovým uspořádáním vláken

### Vyhodnocení J – R křivek

U J – R křivek každého vzorku byly do grafu zaneseny hodnoty přírůstků trhliny zjištěné optickým měřením i přírůstky vypočítané pomocí vztahu 6.6. Z výsledných grafů jsou patrné následující poznatky:

Z porovnání J – R křivek vzorků CARE s jednosměrně uspořádanými vlákny získaných z optických a vypočítaných přírůstků je patrné, že optická měření v počátcích růstu trhliny byla ovlivněna povrchovými trhlinami, které byly do přírůstků započítány. Hodnoty  $J_{lc}$  určené z opticky zjištěných přírůstků proto byly vypočítány s určitou chybou, protože ve skutečnosti tato hodnota odpovídá okamžiku začátku růstu trhliny zjištěného pomocí změn elastické poddajnosti, v tomto případě definované silou  $F_c^*$ . Kdyby byly hodnoty  $J_{lc}$  přepočítány podle přírůstků trhliny určených výpočtem, snížila by se lomová houževnatost v případě CARE s jednosměrnou orientací asi o 2 kJ/m<sup>2</sup>.

U jednosměrně orientovaných vzorků CARE byl v průběhu dalšího zatěžování (nad hodnotu  $F_c$ ) zaznamenán růst J – R křivek stanovených ze změřených i vypočítaných přírůstků trhliny téměř totožný. U křivek vytvořených ze změřených přírůstků se vyskytovaly určité poskoky, které byly nejspíše způsobeny střídavým růstem trhliny nejdříve na povrchu a poté pod povrchem duralové povrchové vrstvy. Při vyšších hodnotách zatěžování byly některé poskoky projevem přetržení malého počtu vláken (např. CARE06 a CARE03). Studium tohoto chování ale přesahuje rámec této práce.

\* Protože růstu trhlin obecně předchází tzv. otupování (viz kap. 3.6.1 a [4]), kdy trhlina neroste, ale rozšiřuje se její čelo, lze počáteční opticky i výpočtem stanovené přírůstky trhliny přiřadit tomuto procesu.

Ve všech případech jednosměrně orientovaných vzorků CARE J – R křivky rostly téměř se stejným sklonem až do okamžiku většího přetržení vláken (možné srovnat s diagramy  $F, C - COD$  na **obr. 6.16** až **obr. 6.19**, pouze diagram na **obr. 6.20** je vyhodnocen jen do hodnoty předcházející přetržení vláken). Hodnoty  $J$ , při kterých došlo k většímu přetržení vláken, jsou uvedeny v **tab. 6.23**.

	$J$ [kJ/m <sup>2</sup> ]
CARE06	546
CARE10	335
CARE03	424
CARE04	411

**Tab. 6.23:** Hodnoty  $J$ , při kterých došlo k většímu přetržení vláken

Z tabulky vyplývá, že největší odpor proti “kolapsu“, tedy velkému přetržení vláken, měl materiál CARE06. U vzorků zatížených absorbovanou vlhkostí byla hodnota  $J$  při kolapsu vyšší, než u vzorku CARE10, u kterého byla zaznamenána nejnižší hodnota  $J$ . Odchytky uvedených hodnot  $J$  při kolapsu kompozitu byly s největší pravděpodobností způsobeny kvalitou materiálu danou technologií výroby. Do jaké míry mělo toto vliv ale nelze posoudit; bylo by zapotřebí změřit více vzorků a výsledky statisticky vyhodnotit.

Za zmínku stojí uvést důkaz, že se trhlina minimálně nad hodnotou  $J$  odpovídající kolapsu šířila ve všech duralových vrstvách (**obr.6.33**). Toto chování VKL je logické; je ale pravděpodobné, že se trhlina šířila ve všech duralových vrstvách hned po překročení lomové houževnatosti. Tato domněnka ale nebyla experimentálně potvrzena. Byly provedeny pokusy, kdy se do okolí trhliny vzniklé před přetržením většího množství vláken nastříkal penetrant. Po vysušení (aby penetrant po dolomení nenavzlínal na nové povrchy) a dolomení vzorků ale na lomových plochách nebyl ani pod stereolupou nalezen jakýkoli zbytek penetrantu, a nebylo proto možné identifikovat rozhraní, na kterém se trhlina zastavila. Absence penetrantu na lomových plochách byla způsobena jeho vzlínáním do pórů na rozhraní kovu a epoxy matrice.

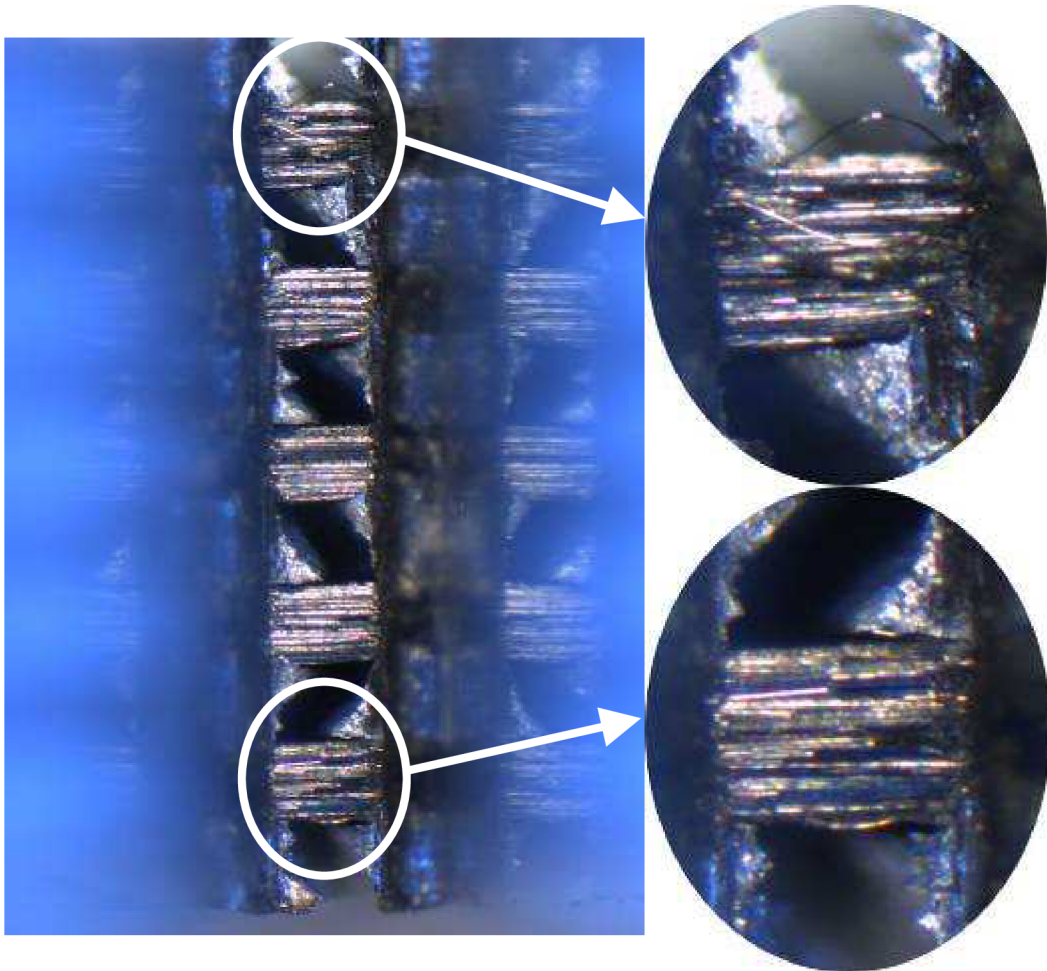
V případě křížově orientovaných vzorků CARE nebylo možné lomové chování zcela správně posoudit. Už před dosažením hodnoty  $J_c$  byl průběh  $J - R$  křivek stanovených ze změřených i vypočítaných přírůstků trhliny naprosto odlišný, než u vzorků s jednosměrně orientovanými vlákny. Je možné, že aplikace rov. 6.6 nebyla použita zcela správně. U obou vzorků CARE x 03 a CARE x 04 měla křivka stanovená z vypočítaných přírůstků velmi podobný trend jako křivka z optických přírůstků. U těchto vzorků je tedy pravděpodobné, že odměřování rostoucí trhliny bylo provedeno správně.

Hodnoty  $J$ , při kterých u vzorků CARE x 03 a CARE x 04 došlo k většímu přetržení vláken, jsou uvedeny v **tab. 6.24**. Hodnoty kolapsu u obou vzorků jsou téměř totožné. Momenty většího přetržení vláken vzorků CARE s křížovým uspořádáním je možné srovnat s diagramy  $F, C - COD$  na **obr. 6.21** a **obr. 6.2**.



	$J$ [kJ/m <sup>2</sup> ]
CAREx03	89
CAREx04	80

**Tab. 6.24:** Hodnoty  $J$ , při kterých došlo k většímu přetržení vláken



**Obr. 6.33:** Detailní zobrazení rozevřené trhliny vzniklé po "kolapsu" VKL způsobeném přetržením většího počtu uhlíkových vláken v krajních vrstvách; CARE05

## 7. ZÁVĚREČNÉ SHRNU TÍ POZNATKŮ A DISKUSE

### 7.1 Metoda COD

Experimentální měření lomové houževnatosti VKL v této práci procházelo postupným vývojem. Pro získání experimentálních hodnot byla v prvopočátku zaměřena pozornost na metodu COD použitou již dříve u materiálů GLARE a ARALL [8]. Při vyhodnocování lomové houževnatosti touto metodou se postupovalo podle norem [2], [11], které definují způsob určení kritické síly  $F_c$  zahrnuté do výpočtu lomové houževnatosti  $\delta_c$ . Přepokládalo se, že  $F_c$  bude odpovídat síle v okamžiku kritického přetržení vláken kompozitu určeného metodou 5% sečny. Z vyhodnocení prvního vzorku ale vyplynulo, že zjištěná hodnota  $\delta_c$  vůbec nesouhlasí s požadovanou podmínkou pro rovinnou deformaci (3.46). Lze ji podle [11] považovat pouze jako za informativní hodnotu.

Uvedený způsob určení  $F_c$  5% sečnou je sice triviální, nelze jím však kvůli výše zmíněným faktům určit směrodatnou hodnotu lomové houževnatosti zkoumaného kompozitu. Metoda 5% sečny by mohla být s výhodou využita například pro snadné porovnání lomových vlastností různě vyrobených VKL.

Možností, která by mohla vést k výpočtu správné hodnoty  $\delta_c$ , je aplikace metodiky uváděné v [8], kde byla lomová houževnatost určována tzv. metodou Schwalbe ( $\delta_5$ ). Další možností je aplikace teorie rozevírání trhliny ve VKL uváděné v [25].

### 7.2 Metoda J integrálu

#### Úvod:

Při detailním studiu vrubu bylo zjištěno stabilní šíření trhliny v povrchové duralové vrstvě. Počátek takového šíření trhliny považují normy [4], [11] za kritický a ze síly určené v tomto okamžiku je stanovována hodnota lomové houževnatosti.

Na základě poznatků získaných při měření COD bylo rozhodnuto, že další vyhodnocování lomové houževnatosti budou provedena metodou J integrálu (tedy stanovením J – R křivky) a výpočtem změn elastické poddajnosti zkušebního tělesa (obě metody stanovují normy [4], [11]). J integrál je běžně používán pro měření lomové houževnatosti zkušebních těles, které svými rozměry nesplňují podmínky LELM a u nichž vzniká velká plastická deformace před čelem šířící se trhliny. Metoda výpočtu změn elastické poddajnosti se zavádí u materiálů se stabilně se šířící trhlinou před dosažením její nestability; začátek stabilního šíření trhliny lze výpočtem změn elastické poddajnosti relativně přesně určit.

Z důvodu nesprávně počítaných přírůstků trhlin ze změn elastické poddajnosti systémem zkušebního stroje (**obr. 6.23**) bylo rozhodnuto k přesnému měření přírůstků použít kamerový systém; opticky změřené hodnoty přírůstků trhlin byly použity k výpočtu hodnoty J integrálu pomocí vztahů uvedených v [11].



### Experimentální vzorky a uplatněné modifikace zkoušky:

Metodou J integrálu byly vyhodnoceny experimentální vzorky CARE06, CARE10, CARE03 a CARE04 s jednosměrným uspořádáním vláken, přičemž druhé dva byly před zkouškou ponechány po jeden měsíc v horké páře o teplotě asi 60 °C. Dále byly touto metodou vyhodnoceny vzorky CARE x 03 a CARE x 04 s křížovým uspořádáním vláken.

U všech těchto vzorků byla metodou jednoho tělesa s cyklickým odtěžováním změřena elastická poddajnost a z ní začátek stabilního šíření trhliny. Zkoušky elastické poddajnosti musely být modifikovány. Vzhledem ke zkoušenému materiálu, který měl velmi malou tloušťku, musely být zkušební vzorky vedeny speciálním přípravkem, který zaručil, že vzorky při zatěžování nevybočovaly (**obr. 6.7**). Dále byla zkouška elastické poddajnosti modifikována zvětšením procentuální hodnoty odtížení při každém cyklu na 40 % dosažené síly v cyklu. Normy [4] doporučují maximálně 10 %. Tato změna musela být provedena, protože při cyklickém zatěžování vznikaly hysterezní smyčky způsobené viskoelastickým chováním duralu, ze kterého byl vyroben VKL i přípravek. Tím se zaručila dostatečně velká lineární oblast postačující k vyhodnocení elastické poddajnosti. Hodnoty elastické poddajnosti byly určovány ze směrnic lineárních částí smyček odpovídajících oblastem se zvyšujícím se zatížením; tyto oblasti odpovídaly více reálné hodnotě elastické poddajnosti.

Je možné, že použitím oceli na konstrukci přípravku by se smyčky netvořily v takové míře. Smyčky ale nevznikaly fricí povrchů přípravku a vzorku, protože se dbalo na to, aby vzorky v přípravku volně klouzaly.

### Zkouška elastické poddajnosti a stanovení síly $F_c$ :

Ze zkoušek elastické poddajnosti byly u všech výše uvedených vzorků a navíc u vzorků CARE05 a CARE 07 sestrojeny diagramy s vynesenu závislostí síly  $F$  a elastické poddajnosti  $C$  na rozevírání ústí trhliny  $COD$  – tzv.  $F, C - COD$  diagramy (**obr. 6.15** až **obr. 6.22**). Ze získaných závislostí bylo zjištěno, že elastická poddajnost nemá před svým lineárním až exponenciálním růstem (odpovídajícím stabilnímu růstu trhliny) konstantní průběh, jak předpokládá norma [11]. Pozorované počáteční “zvlnění” hodnot elastické poddajnosti bylo způsobeno pravděpodobně postupným dosedáním zatěžovacího čepu přípravku na heterogenní VKL. Z diagramů vyplynulo, že tato nelinearita se vyskytla u všech zkoušených vzorků. Bylo proto možné relativně přesně stanovit hodnotu elastické poddajnosti, při které trhlina začala stabilně růst, a tím pádem i kritickou sílu  $F_c$ .

Výsledné hodnoty  $F_c$  zkoušených vzorků CARE uvádí **tab. 6.6** (s jednosměrným uspořádáním vláken) a **tab. 6.14** (s křížovým uspořádáním vláken).

Z výsledků  $F_c$  jednosměrně orientovaných vzorků CARE vyplývá, že hodnoty sil, při kterých došlo k začátku stabilního růstu trhliny, se lišily maximálně o 200 N (rozdíl odpovídá hodnotám CARE05 a CARE10; tyto vzorky byly zkoušeny bez působení zvýšené vlhkosti). Vyšší hodnotu  $F_c$  u CARE05 je možné přisoudit rozdílným kvalitám (tj. ostrostem) vrubů, které měly na výsledné síly  $F_c$  patrně největší vliv.

Hodnoty  $F_c$  zjištěné u vzorků ovlivněných vlhkostí se lišily asi o 100 N oproti hodnotám  $F_c$  zjištěných u CARE06 a CARE10. Mírný posun hodnot lze přisoudit větší plasticitě epoxidové matrice a lepšímu adheznímu spojení mezi maticí a duralovými vrstvami. U vlhkosti se v tomto případě neprokázalo její negativní působení na lomové chování VKL CARE.

U vzorků CARE s křížovým uspořádáním se u hodnot  $F_c$  projevilo 50% úbytek vláken působících proti rozevírání se trhlině. Oproti silám  $F_c$  zjištěným u CARE s jednosměrným uspořádáním vláken poklesly hodnoty  $F_c$  u vzorků s křížovým uspořádáním o téměř 60 %, tzn. o asi 1230 N.

#### **Optické měření přírůstků trhlin:**

Na vzorcích CARE06, CARE10, CARE03, CARE04, CAREx03 a CAREx04 byly přesně odměřeny přírůstky trhlin  $\Delta a_i$  rostoucích během zatěžování. Odměřování přírůstků bylo provedeno pomocí počítače na snímcích získaných ze sériového snímání povrchu vzorků frekvencí 1 snímek za 10 sekund; snímky byly vybrány tak, aby odpovídaly maximálnímu rozevření vrubu v každém zátěžném cyklu (tzn., že snímků a odměřených přírůstků bylo tolik, kolik bylo provedených zátěžných cyklů u příslušné zkoušky). Naměřené přírůstky trhlin v příslušném cyklu zatěžování uvádí **tab. 6.15**.

Protože růst trhlin probíhal poměrně složitým mechanismem (**obr. 6.24** až **obr. 6.26**), zvolil se jednodušší způsob odměřování přírůstků trhlin. Délka trhliny se odměřovala pouze ve směru zatěžování (tj. od shora dolů) a v případě rozvětvení trhliny se do výsledné hodnoty započítala vždy jen délka té nejdelší. kdyby se uvažovaly všechny disipace energie při růstu trhliny v podobě zakřívování a rozvětřování rostoucích trhlin, došlo by se ke konzervativnějším výsledkům; principiálně by ale tato metoda byla velice obtížná.

#### **Výpočet hodnot J integrálu:**

Výpočet hodnot J integrálu byl proveden jen u vzorků, u kterých byly opticky odměřeny přírůstky trhlin, tj. u CARE06, CARE10, CARE03, CARE04, CARE x 03 a u CARE x 04. Metodika výpočtu J integrálu se zakládala na postupu uváděném v normách ČSN 0347 a ASTM 1820, [4], [11]. Pro výpočet  $J$  v závislosti na šířící se trhlině byl použit vztah uvedený v [11]. Výsledné hodnoty  $J_i$  uvedených vzorků jsou v **tab. 6.16**. až **tab. 6.21**.

Z kritických sil  $F_c$  určených ze změn elastické poddajnosti byly stanoveny kritické hodnoty  $J_c$ ; zda tyto hodnoty odpovídaly hodnotám lomové houževnatosti  $J_{IC}$  bylo posouzeno podmínkou rovinné deformace definovanou vztahem 6.5. Z **tab. 6.22** vyplývá, že všechny hodnoty podmínku splnily. Je proto možné je brát za směrodatné při srovnávání VKL CARE studovaného v této práci s jinými materiály.

Mezi hodnotami  $J_{IC}$  zjištěných u vzorků s jednosměrným uspořádáním neovlivněných a ovlivněných zvýšenou absorbovanou vlhkostí nebyly zjištěny větší rozdíly. Z hodnot vyplývá, že lomová houževnatost CARE se zvýšeným množstvím absorbované vlhkosti byla v průměru asi o 4 % vyšší než u nezátěžených vzorků.

Mezi hodnotami  $J_c$  CARE s křížovým uspořádáním vláken byla zjištěna odchylka asi 15 %. Odchylka mohla být způsobena hodnotou  $F_c$  CARE x 04 určenou odhadem. Také mohla být způsobena chybným optickým změřením přírůstků trhliny, která se v případě CARE x 04 šířila v podobě více rozvětvených povrchových trhlin (**obr. 6.26**).

#### **J – R křivky:**

Ze získaných hodnot  $J_i$  a  $a_i$  byly graficky znázorněny jejich vzájemné závislosti pomocí J – R křivek (**obr. 6.27** až **obr. 6.32**). Pro posouzení, zda optické měření přírůstků trhlin probíhalo správně, byl zaveden vztah 6.6, který uvedl do

vzájemné relace změny elastické poddajnosti se změřenými přírůstků trhlin. Tímto vztahem byly opticky změřené přírůstky přepočítány a u J – R křivek každého vzorku byly do grafu zaneseny hodnoty přírůstků trhliny zjištěné optickým měřením i přírůstky vypočítané pomocí vztahu 6.6.

Z porovnání obou typů J – R křivek vyplývá, že hodnoty  $J_c$  CARE s jednosměrně uspořádanými vlákny určených z opticky zjištěných přírůstků trhlin byly vypočítány s chybou, která zvýšila hodnotu  $J_c$  asi o 2 kJ/m<sup>2</sup>. Chyba byla způsobena započítáváním jakéhokoli viditelného přírůstku trhlin, i když se jednalo o trhliny povrchové.

V průběhu zatěžování nad  $F_c$  u vzorků s jednosměrným uspořádáním vláken nedocházelo k výrazným chybám v měření přírůstků trhlin. U všech vzorků tohoto typu rostly křivky téměř lineárně až do hodnoty  $J$ , při které došlo k většímu přetržení vláken. Hodnoty  $J$ , při kterých k tomuto kritickému “kolapsu” došlo uvádí **tab. 6.23**. Uvedené hodnoty by měly být porovnatelné s hodnotami zjištěnými vyhodnocením metodou COD postupem použitým v kap. 6.5.2.

J – R křivky vzorků CARE s křížově orientovanými vlákny nebylo možné lomové chování zcela správně posoudit. Průběh křivek stanovených ze změřených i vypočítaných přírůstků trhlin byl velmi odlišný, než u vzorků s jednosměrně orientovanými vlákny. Je možné, že aplikace rov. 6.6 nebyla použita zcela správně. U vzorků CARE x 03 i CARE x 04 byl trend obou typů křivek stejný; je proto pravděpodobné, že optické odměřování přírůstků trhlin bylo provedeno správně.

Hodnoty  $J$ , při kterých u vzorků s křížovým uspořádáním došlo k většímu přetržení vláken, jsou uvedeny v **tab. 6.24**. Hodnoty kolapsu u obou vzorků jsou téměř totožné.

### 7.2.1 Porovnání lomové houževnatosti studovaného kompozitu CARE s jinými typy VKL

Studovaný vlákno-kovový laminát CARE s duralovými vrstvami nebyl zatím z hlediska lomové houževnatosti zkoumán. V literatuře, dostupné např. na [www.sciencedirect.com](http://www.sciencedirect.com), nebyly výsledky lomové houževnatosti tohoto materiálu pravděpodobně zatím nikdy publikovány. Zjištěné výsledky v této práci mohou být proto srovnány jen s hodnotami lomové houževnatosti stanovených u jiných typů VKL.

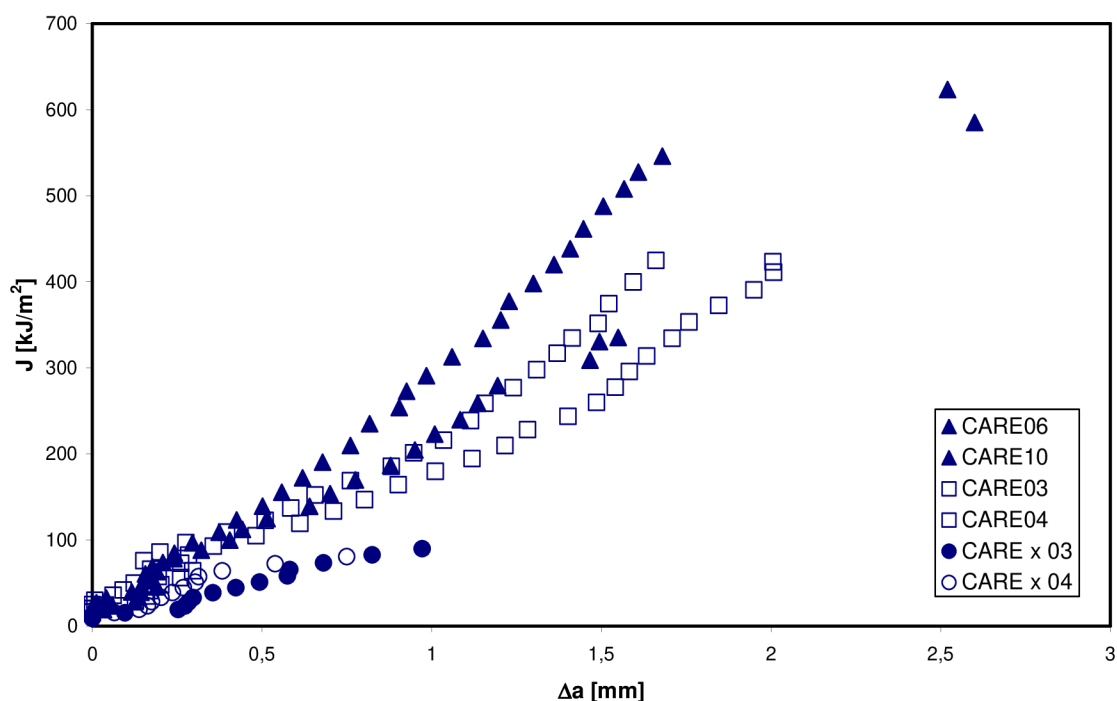
Pro názorné porovnání lomového chování všech vzorků studovaných v této práci je na **obr. 7.1** sestaven souhrnný graf, ve kterém jsou zaneseny všechny J – R křivky uvedené v kap. 6.5.4.4 (pro větší přehlednost jsou křivky uvedené v grafu z přepočítaných hodnot  $\Delta a_i(C)$ ).

V [6] je publikován podobný graf (**obr. 7.2**), ve kterém jsou vyneseny J – R křivky VKL GLARE s jednosměrně orientovanými S-skelnými vlákny a s duralem 7475-T76 o skladbě vrstev 3/2 zkoušeném podobnou metodikou, jako CARE v této práci (SEB(B) vzorky o stejném profilu, podobný přípravek, podobně měřená elastická poddajnost, opticky měřené přírůstky trhlin). Na grafu je důležité si všimnout průběhu křivek. I když přírůstek trhlin dosáhl hodnoty 3 mm a hodnota  $J$  přesáhla 400 kJ/m<sup>2</sup>, neprojevily se žádné skoky odpovídající velkému přetrhávání vláken. Ze srovnání se studovaným CARE má uvedený typ GLARE větší odolnost proti kritickému “kolapsu” vláken; ta je dána s největší pravděpodobností větší tažností skelných vláken (**obr. 4.4**).

V [7] jsou publikovány hodnoty  $J_c$  VKL GLARE a ARALL s jednosměrným uspořádáním vláken a s duralem 7475-T76 (GLARE, ARALL1) a s duralem 2024-T3 (ARALL2). V **tab. 7.1** jsou převzaté hodnoty  $J_c^*$  porovnány s průměrnou hodnotou  $J_c$  CARE vypočítanou ze všech hodnot  $J_c$  vzorků s jednosměrným uspořádáním vláken. Z tabulky je evidentní, že CARE má nejnižší hodnotu  $J_c$  ze všech porovnávaných VKL. Nejnižší lomová houževnatost u VKL CARE je s největší pravděpodobností způsobena použitými uhlíkovými vlákny o vysoké pevnosti a tuhosti a malé tažnosti společně s málo pevným duralem; oba typy materiálu tak tvoří příliš nehomogenní systém.

Z hodnot  $J_c$  vyplývá, že nejmarkantnější vliv na odolnost VKL vůči iniciaci růstu trhliny mají použitá vlákna, která svými vlastnostmi ovlivňují napjatost na čele ostrého vrubu během zatěžování.

Z mechanických charakteristik VKL CARE zjištěných v průběhu této práce je možné stanovit možné aplikace v konstrukci strojů: kvůli horším schopnostem čelit šířícím se trhlinám v transversálním směru vůči vláknům není CARE vhodný na místech, kde působí vyšší cyklické zatěžování. Naopak jej lze s výhodou použít v místech, kde působí vysoké kvazistatické tahové zatížení, protože díky uhlíkovým vláknům má CARE vysokou pevnost.



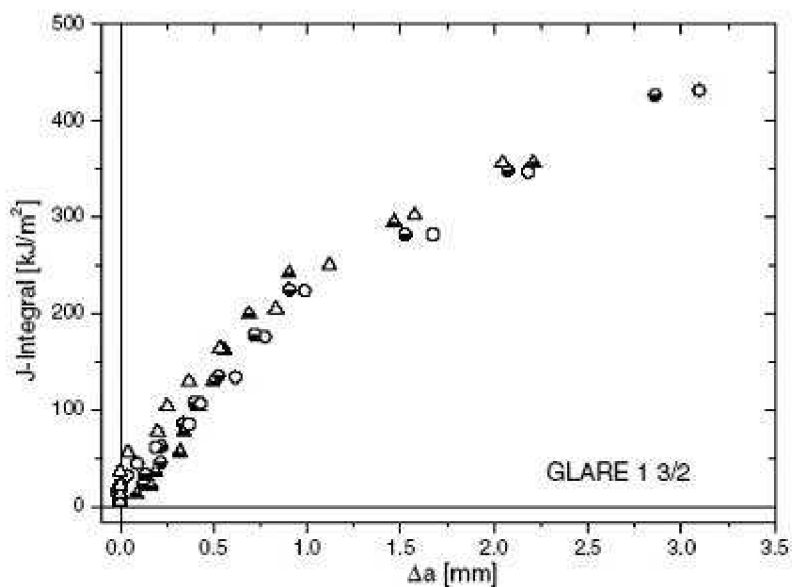
**Obr. 7.1:** Srovnání J – R křivek všech studovaných vzorků CARE

\* Zda převzaté hodnoty odpovídají lomové houževnatosti  $J_c$ , není známo.

Převzaté hodnoty  $J_c$  z [7] jsou vypočítány sofistikovanějším modelem, který uvažuje anizotropii materiálu. Nakolik by se výsledky  $J_c$  CARE lišily v případě použití modelu podle [ ] a modelu použitého v této práci, ale není známo.

	CARE	GLARE	ARALL1	ARALL2
$J_c$ [kJ/m <sup>2</sup> ]	78	259	88	101

**Tab. 7.1:** Porovnání kritických hodnot  $J_c$  různých typů VKL včetně CARE [7]



**Obr. 7.2:** J – R křivky VKL GLARE s jednosměrným uspořádáním vláken a o skladbě vrstev 3/2 [6]

## 8. Závěry

Předložená práce se zabývá experimentálním určením lomové houževnatosti vlákno-kovového laminátového kompozitu CARE s uhlíkovými vlákny a duralovými plechy metodou COD a metodou J integrálu. Studium tohoto materiálu probíhalo na vzorcích s jednosměrným uspořádáním vláken, z nichž dva byly dlouhodobě vystaveny horké páře, a na vzorcích s křížovým uspořádáním vláken.

Pro správné pochopení problematiky vysoce heterogenních kompozitů CARE byly v teoretické části uvedeny základy lomové mechaniky obecně a shrnuty poznatky o vlákno-kovových kompozitech se zřetelem na jejich lomové chování. Experimentální výsledky měření lomové houževnatosti jsou shrnuty a diskutovány v kapitole 7, ve které je uvedeno i srovnání studovaného CARE s jinými typy VKL.

Provedený experiment a nově získané poznatky z jednotlivých kapitol mohou být shrnuty do následujících závěrů:

- U jednoho vzorku s jednosměrnou orientací vláken byla lomová houževnatost změřena metodou COD. Pro její výpočet byla stanovena kritická síla  $F_c$  pomocí 5% sečny. Výpočtový vztah pro  $\delta_c$  byl převzat z [11]. Výsledná hodnota  $\delta_c$  ale neodpovídala zavedené podmínce rovinné deformace, a proto nemohla být považována za lomovou houževnatost  $\delta_c$ .
- Pro výpočet směrodatné hodnoty lomové houževnatosti byla u dalších vzorků měřena změna elastické poddajnosti  $C$ , z jejíž závislosti na  $COD$  byl stanoven začátek růstu stabilní trhliny v duralových vrstvách. Začátek růstu trhlín se považoval za kritický a byla podle něj určena síla  $F_c$ . Její hodnota pak byla zavedena do výpočtu J integrálu.
- Při zkoušce elastické poddajnosti byly zkušební vzorky uchyceny ve speciálním přípravku, který je přesně vedl a omezoval jejich vybočování.
- U zkoušek elastické poddajnosti byla změněna metodika doporučená normami [11], [3]. Byla zvětšena hodnota odtěžování na 50 % dosažené zátěžné síly, aby se mohly správně vyhodnotit hodnoty poddajnosti z lineárních částí smyček vzniklých viskoelastickým chováním experimentálního materiálu.
- Interval  $COD$  mezi cykly odtěžování byl při zkoušení vzorků s jednosměrným i křížovým uspořádáním vláken roven 0,05 mm. U jednosměrných vzorků byl interval dostatečně malý, ale pro méně pevné vzorky s křížovým uspořádáním by byl vhodnější menší interval. Zaznamenal by se přesněji začátek růstu trhliny
- Bylo zjištěno, že začátek růstu trhliny odpovídal začátku lineárního až exponenciálního nárůstu hodnot elastické poddajnosti, který následoval až po typickém zvlnění hodnot poddajnosti pozorovaném u všech vzorků. Zvlnění bylo pravděpodobně způsobeno postupným dosedáním zatěžovacího čepu přípravku na povrch heterogenního vzorku.

- Výpočtový vztah pro J integrál byl převzat z [11]. Aby bylo možné stanovit J – R křivky, byly pro každý zátěžný cyklus zkoušky elastické poddajnosti vypočítány hodnoty  $J_i$ . Vstupní hodnoty délek trhlin  $a_i$  do výpočtu  $J_i$  byly stanoveny z opticky měřených přírůstků trhlin odpovídajících příslušnému cyklu. K tomu bylo použito mikroskopické kamery.
- Vypočítané hodnoty  $J_c$ , které odpovídaly hodnotám  $F_c$  zjištěných ze zkoušek elastické poddajnosti, byly posouzeny podmínkou rovinné deformace. Bylo zjištěno, že všechny podmínce odpovídají a mohou být považovány za lomovou houževnatost  $J_c$ .
- Měření přírůstků trhlin bylo prováděno méně konzervativní metodou, kdy se připočítávaly přírůstky jen ve směru zatěžování.
- Pro posouzení správného odměřování přírůstků trhlin, byly opticky získané přírůstky přepočítány podle vztahu 6.6. Vypočítané hodnoty odpovídaly změnám elastické poddajnosti, která charakterizuje změny v tělese při růstu trhliny.
- Od počátku zatěžování byly započítávány veškeré přírůstky viditelných trhlin. Z porovnání hodnot  $J_c$  vypočítaných z opticky a výpočtem získaných přírůstků trhlin bylo zjištěno, že byly zatíženy chybou. Ta vznikla tím, že počáteční přírůstky odpovídaly povrchovým trhlinám. Velikost chyby se pohybovala kolem  $2 \text{ kJ/m}^2$ .
- V případě vzorků s křížovým uspořádáním vláken nebylo možné správnost optického odměřování trhlin správně vyhodnotit, protože J – R křivky z opticky a výpočtem získaných přírůstků trhlin měly na začátku zcela odlišný charakter. Nakolik jsou hodnoty  $J_c$  těchto vzorků správné, není jasné. Lomová houževnatost VKL tohoto typu by proto měla být ještě podrobně změřena.
- Z porovnání J – R křivek z opticky a výpočtem získaných přírůstků trhlin bylo zjištěno, že odměřování trhlin u všech vzorků bylo při zatížení vyšším než  $F_c$  provedeno relativně správně.
- U jednosměrně orientovaných vzorků s vyšším podílem absorbované vlhkosti byla hodnota lomové houževnatosti zjištěna v průměru asi o 4 % vyšší než u neovlivněných jednosměrně orientovaných vzorků.
- Nebyl potvrzen negativní vliv absorbované vlhkosti na lomovou houževnatost CARE.
- Vzorky s jednosměrným uspořádáním vláken měly lomovou houževnatost o 65 % vyšší, než vzorky s křížovým uspořádáním.
- Mezi hodnotami lomové houževnatosti vzorků s křížovým uspořádáním vláken byla zjištěna odchylka 15 %.

- Z porovnání hodnot lomové houževnatosti CARE a jiných typů VKL (GLARE, ARALL) bylo zjištěno, že CARE má nejmenší odolnost proti začátku stabilního růstu trhliny i proti křehkému porušení.
- CARE proto není vhodný na místech, kde působí vyšší cyklické zatěžování.
- Pro svoji vyšší pevnost by mohl být s výhodou uplatněn v místech konstrukce vystavených vysokému kvazistatickému tahovému zatížení.



## SEZNAM POUŽITÝCH ZDROJŮ

- [1] ANDERSON, T.L. *Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications*. Florida, USA: CRC Press, 1995. 688 s. ISBN 0-8493-8974-7.
- [2] ASHBY, M. F., JONES, D., R., H. *Engineering materials 1*. Headington Hill Hall, Oxford, England: Pergamon Press, 1981. 278 s. ISBN 0-08-026139-6.
- [3] ASTM E1290 - 93. *Standard Test Method for Crack-Tip Opening Displacement (CTOD) Fracture Toughness measurement: Annual Book of ASTM Standards, Vol 03.01*. Philadelphia, USA: ASTM, 1993.
- [4] ASTM E1820 – 99a. *Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness: Annual Book of ASTM Standards, Vol 03.01*. Philadelphia, USA: ASTM, 1999.
- [5] ASUNDI, A. CHOI, A. Y. N. Fiber Metal Laminates: An Advanced Material for Future Aircraft. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 63, pp. 384-394, 1997.
- [6] CASTRODEZA E. M., SCHNEIDER A. M. R. W., BASTIAN F. L. Crack Resistance Curves of GLARE Laminates by Elastic Compliance. *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 73, pp. 2292–2303, 2006.
- [7] CASTRODEZA E. M., BASTIAN F. L., PEREZ IPIÑA, J.E. Fracture Toughness of Unidirectional Fiber–Metal Laminates: Crack Orientation Effect. *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 72, pp. 2268–2279, 2005.
- [8] CASTRODEZA E. M., BASTIAN F. L., PEREZ IPIÑA, J.E. Fracture toughness evaluation of unidirectional fiber metal laminates using traditional CTOD ( $\delta$ ) and Schwalbe ( $\delta_5$ ) methodologies. *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 71, pp. 1107–1118, 2004.
- [9] CASTRODEZA E. M., BASTIAN F. L., PEREZ IPIÑA, J.E. Critical Fracture Toughness,  $J_C$  and  $\delta_{5C}$ , of Unidirectional Fibre–Metal Laminates. *Thin-Walled Structures*, vol. 41, pp. 1089–1101, 2003.
- [10] CHLUP, Z. *Mikromechanické aspekty iniciace křehkého lomu*. Brno: Vysoké učení technické. Fakulta strojního inženýrství. Ústav materiálových věd a inženýrství, 2001. 160 s., 43 s. příloh. Školitel disertační práce Ing. Ivo dlouhý, CSc.
- [11] ČSN 0347. *Lomová hůževnatost kovov při statickom zařažení*. Praha: Vydavatelství norem, 1990. 55 s.
- [12] DYMÁČEK, P. *Vlákno-kovové lamináty ocel-uhlík, výroba a mechanické vlastnosti. Pojednání ke státní doktorské zkoušce*. Brno: Vysoké učení technické. Fakulta strojního inženýrství. Letecký ústav, 2000. 31 s. Školitel Doc. Ing. Josef Klement, CSc.

- [13] *Hexel Composites, materiálový list prepregu*. Danutec AG. February, 2001
- [14] KAWAI, M., HACHINOHE, A., TAKUMIDA, K., KAWASE, Y. Off-Axis Fatigue Behaviour and its Damage Mechanics Modelling for Unidirectional Fibre–Metal Hybrid Composite: GLARE 2. *Composites: Part A*, vol. 32, pp. 13–23, 2001.
- [15] KLEMENT, J. Properties of Laminate Consisting of Carbon Prepregs and Aluminium Sheets. *Aviation*, vol. 7, no. 1, pp. 16-21, 2003. ISSN 1648-7788.
- [16] KLEMENT, J. FSI, VUT v Brně. 7. 5. 2008.
- [17] KLEMENT, J. Manufacture and Basic Properties of FML Compared of Carbon Prepreg and Aluminum Alloy. *Letecký zpravodaj*, no. 3, pp. 36-38, 2003.
- [18] KLEMENT, J. FSI, VUT v Brně. 15.3. 2008.
- [19] LIN, C.T., KAO, P.W. Effect of Fiber Bridging on the Fatigue Crack Propagation in Carbon Fiber-Reinforced Aluminum Laminates. *Materials Science and Engineering*, vol. A190, pp. 65-73, 1995.
- [20] MACHERET, J., BUCCI, R. J. A Crack Growth Resistance Curve Approach to Fiber/Metal Laminate Fracture Toughness Evaluation. *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 45, no. 6., pp. 129-739, 1993.
- [21] MAZANEC, K. *Zkušební metody fyzikální metalurgie*. Ostrava: Vysoká škola báňská, 1987. 220 s.
- [22] ROEBROEKS, G.H.J.J. Fibre-Metal Laminates: Recent Developments and Applications. *Fatigue*, vol. 16, no. 1, pp. 33-42, 1994.
- [23] *SP Guide to Composites* [online]. 2008-05-13; 17:35:22. Dostupné na internetu:  
[http://www.antonio.licciulli.unile.it/Corso\\_Ceramici/relazioni/materiali%20compositi.pdf](http://www.antonio.licciulli.unile.it/Corso_Ceramici/relazioni/materiali%20compositi.pdf).
- [24] VELES, P. *Mechanické vlastnosti a skúšanie kovov*. Praha: SNTL – Nakladatelství technické literatury, červen, 1985. 401 s. ISBN 63-559-85.
- [25] YIU-WING MAI, AKBAR AFAGHI-KHATIBI, LIN YE. Evaluations of Effective Crack Growth and Residual Strength of Fibre-Reinforced Metal Laminates With a Sharp Notch. *Composites Science and Technology*, vol. 56, pp. 1079-1088, 1996.

## SEZNAM POUŽITÝCH SYMBOLŮ

$\alpha$	[K <sup>-1</sup> ]	tepelná roztažnost
$\varepsilon$	[%]	poměrná deformace
$\Delta a_i$	[mm]	přírůstek trhliny odpovídající <i>i</i> -tému zátěžnému cyklu
$\Delta a_i(C)$	[mm]	vypočítaný přírůstek trhliny závislý na změně poddajnosti
$\Delta a_{\max}(\text{opt})$	[mm]	maximální přírůstek trhliny zjištěný opticky
$\delta$	[mm]	velikost rozevření ústí trhliny
$\delta_c$	[mm]	charakteristická odolnost materiálu proti iniciaci křehkého porušení v elasticko-plastické oblasti
$\delta_c$	[mm]	lomová houževnatost určená z rozevření ústí trhliny
$\mu$	[-]	Poissonova konstanta
$\sigma$	[MPa]	napětí
$A_{50}$	[%]	tažnost určená na měrné délce 50 mm
$A_P$	[mm <sup>2</sup> ]	obsah plochy pod křivkou diagramu <i>F – COD</i> o velikosti vymezené bodem odpovídajícím vrcholu <i>i</i> -tého cyklu
$a$	[mm]	délka trhliny (obecně)
$a_0$	[mm]	počáteční délka trhliny
$a_i$	[mm]	délka celé trhliny při <i>i</i> -tém zátěžném cyklu
$B$	[mm]	tloušťka zkušebního tělesa
$C$	[mm/N]	elastická poddajnost
$C_i$	[mm/N]	elastická poddajnost <i>i</i> -tého zátěžného cyklu,
$C_0$	[mm/N]	počáteční elastická poddajnost
$C_{\max}$	[mm/N]	maximální elastická poddajnost
$COD$	[mm]	velikost rozevření trhliny
$E$	[GPa]	modul pružnosti v tahu
$E_{mt}$	[GPa]	modul pružnosti kovu
$E_{pr}$	[GPa]	modul pružnosti prepregu
$F$	[N]	síla
$F_c$	[N]	kritická síla
$F_i$	[N]	maximální dosažená síla odpovídající <i>i</i> -tému zátěžnému cyklu
$G$	[N/m], [kJ/m <sup>2</sup> ]	hnací síla trhliny, resp. rychlost uvolňování energie
$G_c$	[N/m] [kJ/m <sup>2</sup> ]	kritická hodnota hnací síly trhliny, resp. rychlosti uvolňování energie
$G_{lc}$	[kJ/m <sup>2</sup> ]	lomová houževnatost
$G'$	[GPa]	modul pružnosti ve smzku
$J_c$	[kJ/m <sup>2</sup> ]	charakteristická odolnost materiálu proti iniciaci křehkého porušení v elasticko-plastické oblasti
$J_{lc}$	[kJ/m <sup>2</sup> ]	lomová houževnatost určená z J integrálu
$J_i$	[kJ/m <sup>2</sup> ]	hodnota <i>J</i> <i>i</i> -tého zátěžného cyklu
$K$	[MPam <sup>1/2</sup> ]	faktor intenzity napětí
$K_c$	[MPam <sup>1/2</sup> ]	kritická hodnota faktoru intenzity napětí v okamžiku

$K_{Ic}$	[MPam <sup>1/2</sup> ]	lomu lomová houževnatost <i>určená</i> za podmínek rovinné deformace
$L$	[mm]	rozpětí podpor při zkoušce třibodovým ohybem
$n_{mt}$	[-]	počet vrstev kovu
$n_{pr}$	[-]	počet vrstev prepregu
$Ra$	[μm]	drsnost povrchu
$R_m$	[MPa]	mez pevnosti
$R_{p0,2}$	[MPa]	smluvní mez kluzu
$r$	[mm]	poloměr zakřivení čela vrubu nebo trhliny
$T_{mt}$	[%]	objemový podíl kovu ve VKL
$t_{mt}$	[mm]	tloušťka kovové vrstvy
$t_{pr}$	[mm]	tloušťka vrstvy prepregu
$V_{cp}$	[mm]	plastická složka rozevření vrubu
$W$	[mm]	šířka zkušebního tělesa
$w$	[J]	energie
$Y$	[-]	tvarový součinitel