Počítačové modelování kontaktních úloh v automatické výrobě a zpracovaní skla

Habilitační práce

Ing. Marcel Horák, Ph. D.

Technická univerzita v Liberci Fakulta strojní

Září 2020

# Téma habilitační práce: Počítačové modelování kontaktních úloh v automatické výrobě a zpracovaní skla Uchazeč: Ing. Marcel Horák, Ph. D. Pracoviště: Technická univerzita v Liberci Fakulta strojní Katedra sklářských strojů a robotiky

© Marcel Horák, 2020

### Anotace

#### Počítačové modelování kontaktních úloh v automatické výrobě a zpracovaní skla

Práce shrnuje autorem dosažené poznatky o využití počítačové simulace kontaktních úloh v oblasti konstrukce efektorů pro automatickou výrobu skla. Úvodem jsou teoreticky analyzovány reologické modely vhodné pro popis skla a elastomeru tvořící charakteristickou dvojici kontaktujících těles, která je v různých modifikacích uplatněna v prezentovaných počítačových modelech.

V souladu s aktuálními trendy ve sklářském průmyslu spojené s postupným zaváděním specifických manipulačních zařízení a průmyslových robotů jsou řešeny úlohy na dvou úrovních. V rámci jedné úrovně **je řešena problematika automatické manipulace na teplém konci výrobní linky**, kdy vlivem vysoké teploty vykazuje skleněný výrobek značnou tvarovou nestabilitu v kontaktu s úchopnými prvky během manipulačního cyklu, čímž je negativním způsobem ovlivňována jakost produkce. Další úroveň řeší vybrané **úlohy na studeném konci výrobní linky** ve vysoce automatizované výrobě plochého skla, které je charakteristické nízkou příčnou tuhostí projevující se deformačním chováním podtlakově uchopeného přířezu skla, což způsobuje např. nežádoucí kontakty s periferiemi výrobních zařízení atd. V obou případech jsou na základě analýzy simulačních výstupů navrhována je také bezpečnost manipulace, kdy se oproti klasickému pojetí podařilo nově definovat **deformační formulaci koeficientu bezpečnosti** zahrnující vliv posouvání kontaktního profilu podtlakového úchopného prvku.

S rozvojem nových technologií realizovaných ve vakuu jsou v práci koncipovány **nové typy úchopných prvků na principu adheze**, popř. kombinace adheze a podtlaku umožňující zvyšovat radiální únosnost, která je u standardních přísavek poměrně nízká a ovlivňována třecími poměry na rozhraní kontaktu. Je prezentován patentovaný koncept konstrukčního řešení úchopného prvku využívající nové materiály s vysokým stupněm povrchové adheze v kombinaci s aktivním kompenzátorem polohy chráněným užitným vzorem. Kromě technického řešení jsou ukázány výsledky měření dokladujících efektivitu aplikace adhezní vrstvy, jejíž chování je popsáno teoreticky v závislosti na čase, což není u klasicky řešených úloh adhezních kontaktů běžné. Mechanizmus funkce vrstvy se rovněž podařilo podrobně sledovat prostřednictvím zpracovaného počítačového modelu, který umožňuje predikovat úroveň stability kontaktu v závislosti na zatížení a době kontaktu.

Kromě úchopných hlavic je v závěru řešena problematika technologického efektoru využívající zcela nový princip matovaní založený na mechanickém ataku kompozitních vláken válcového nástroje s povrchem skla. S využitím počítačové simulace je analyzována dynamika jednotlivých vláken, což umožňuje navrhnout efektivní geometrii nástroje efektoru.

#### <u>Klíčová slova:</u>

Počítačové modelování, kontaktní úlohy, výroba a zpracování skla, automatická manipulace, robotika, speciální efektory, úchopné hlavice, výrobky ze skla, adheze, vakuum.

### Annotation

#### Computer simulation of contact tasks in automatic production and glass processing

The work summarizes reached knowledges in **application of computer simulation of contact tasks in a field of effector design** in automatic glass production. Initially, the work theoretically analyses rheological models suitable for a description of a glass-to-elastomer contact task. This is subsequently modified and used in presented computer models.

Current trends of automation in glass industry are directly connected with a progressive implementation of specific handling devices and industrial robots. This requires solving the task on two levels. The first level focuses on a **problem of automatic handling at the hot end of the production line**, where, due to a significantly high temperature, glass product is highly unstable in shape during the contact between gripping elements and a product. This negatively affect the quality of the product. The second level deals with chosen **tasks at the cold end of the production line** in highly automated production of flat glass. This kind of production is characteristic with low transverse stiffness with a significant deformational behaviour of a glass sheet held by suction cups. This frequently causes unwanted contacts with peripherals of production devices. Based on a computer simulation, there are, for both cases, suggested actions recommended to minimize deformational fields in manipulated product. Handling safety is also discussed in the work. In contrast to common approach, **new definition of deformational safety coefficient** was formulated. This coefficient also includes influence of deformations caused by contact profile of the vacuum gripping element.

Following a development of new technologies realized in vacuum, **new types of gripping elements based on adhesion**, eventually a combination of adhesion and vacuum were framed. Discussed grippers allow to increase the gripping radial load which is commonly, due to unfavourable friction conditions in contact, quite low. **The work presents a patented concept of a gripping element design with use of new materials with high degree of surface adhesion in combination with active position compensator.** The solution is protected by an utility model. Besides the technical solution there are measurement results presented to show the efficiency of adhesive layer application. Despite common adhesion tasks, the behaviour of the **adhesion layer is in this work described theoretically as time dependent**. Mechanism of adhesive layer function is as well described by prepared computer model, allowing to predict the stability level of the contact with respect to a load and a time of contact.

Aside from gripping heads, the work discuss a problem of glass frosting technology and presents an **innovative type of effector**, **based on an intensive dynamic effect of composite fibre cylinder tool onto a glass surface**. Dynamics of separate fibres were analysed with use of a computer simulation and the results allowed to design an effective tool geometry.

#### <u>Key words:</u>

Computer simulation, contact tasks, glass production and processing, automatic handling, robotics, special effectors, gripping heads, glass products, adhesion, vacuum.

# Obsah

A	AnotaceV				
A	nnotat	ion		VI	
0	bsah	•••••		VII	
Pì	edmlu	ıva		.IX	
Se	eznam	použ	źitých symbolů	XII	
1	Úvo	od		19	
	1.1	Zam	něření habilitační práce	21	
	1.2	Stru	ktura habilitační práce	.22	
2	Rec	ologie	cké modely skla a elastomeru	24	
	2.1	Sklo	vina a sklo	.24	
	2.2	Elas	tomery	.29	
	2.2	.1	Mooney – Rivlinův model elastomeru	29	
	2.3	Třer	າ໌	.34	
3	Ma	nipu	lace s výrobky ze skla	41	
	3.1	Uch	opování polotovarů mechanickým typem chapadla	.42	
	3.1	.1	Numerická simulace uchopení žhavého polotovaru ze skla	42	
	3.1	.2	Výsledky numerické simulace	44	
	3.2	Uch	opovaní a manipulace žhavých polotovarů podtlakovým chapadlem	.47	
	3.2	.1	Výpočetní model podtlakového uchopení	48	
	3.2	.2	Princip kompenzace setrvačných sil a momentů	51	
	3.3	Mar	nipulace s přířezy skla na studeném konci výrobní linky	54	
	3.3	.1	Matematické aspekty úlohy optimálního rozmístění přísavek	54	
	3.3	.2	Syntéza pružného uložení přísavek	63	
4	Def	form	ační chování přísavek	70	
	4.1	Výst	tupy z počítačové simulace	72	
	4.2	Defe	ormační formulace koeficientu bezpečnosti	.74	
5	Adl	hezní	í a kombinované úchopné prvky	80	
	5.1	Zdro	oje vakua a možnosti snižování energetické náročnosti	.80	
	5.1	.1	Ejektory	81	
	5.2	Pasi	vní adhezní úchopný prvek	.88	

11	L Sez	Seznam příloh habilitační práce195		
1(	10 Požitá literatura			
	9.4	Záv	ěr	179
	9.3	Vyu	žití výsledků ve výzkumu a vývoji	176
	9.2	Vyu	žití a přínosy výsledků v průmyslové praxi	174
	9.1	Přín	osy pro pedagogickou praxi	173
9	Sh	rnutí		171
	8.1	.1	Experimentálně verifikována simulace dynamiky jednotlivého vlákna	165
	8.1	Inte	rakce vlákna rotačního nástroje s rovinným povrchem	162
8	Ко	ntakt	ní úlohy ve vybraných výrobních procesech plochého skla	162
	7.2	.1	Počítačová analýza napjatosti tabule	158
	7.2	Sklo	v interakci se servisním robotem	157
	7.1	.4	Výsledky počítačové simulace	146
	7.1	.3	Počítačová simulace napětí na hranách skla	144
	7.1	.2	Membránové napětí na hranách skla	142
	7.1	.1	Třecí poměry na rozhraní skel	141
	7.1	Sklo	v manipulačním procesu během výroby	140
7	Po	čítačo	ová simulace napěťových polí v plochém skle	140
6	An	alýza	přísavek v interakci se znečištěným povrchem	133
	5.5	Kon	npenzační polohový modul	130
	5.4	Syst	ém pro aktivní rušení adhezních sil	128
	5.3	.1	Kombinovaný úchopný prvek s plynulou regulací přítlaku a polohy desky	125
	5.3	Kon	nbinovaný úchopný prvek	120
	5.2	.6	Konstrukce úchopného prvku	118
	5.2	.5	Numerická simulace adhezního kontaktu	113
	5.2.4		Teoretické základy kontaktu s respektováním adheze	108
	5.2.3		Funkce adhezního materiálu v podmínkách atmosférického tlaku	104
	5.2.2		Testování pasivního úchopného prvku ve vakuu	95
5.2.1		.1	Experimentální zařízení pro testování adhezní PU podložky ve vakuu	93

## Předmluva

Předkládaná práce shrnuje poznatky autora věnované dlouhodobému výzkumu problematiky kontaktních úloh orientovaných na procesy robotizované manipulace, automatické výroby a zpracování skla s využitím počítačové simulace. Vysoký stupeň tvrdé automatizace uplatňovaný ve sklářském průmyslu je v současné době pod přímým ovlivněním iniciativou "Průmysl 4.0" stále více substituován novými smart technologiemi, robotizací, fusion senzorikou a vision systémy. Právě tyto vlivy jsou na konkrétních problémech promítnuty do předkládané habilitační práce prezentující dílčí aktivity autora zakončené aktuálními výstupy uplynulých několika let.

V průběhu let 2003 - 2005 byla zpracována disertační práce na téma "Dynamická manipulace s tenkými deskami skla", která v úvodu shrnuje specifika automatické manipulace ve sklářském průmyslu s akcentem na studený konec výrobních linek. První část byla zaměřena na problematiku dimenzování podtlakových úchopných prvků, tzv. přísavek, které se běžně uplatňují v modulární konstrukci podtlakových více prvkových úchopných hlavic určených pro manipulaci s přířezy ze skla. Byly popsány bezpečnostní aspekty stability uchopení rozdělením koeficientu bezpečnosti na dvě složky charakterizující bezpečnost proti odtržení a posunutí. Velmi podrobně byl proveden rozbor dynamiky manipulační úlohy a kmitání tenkých desek na základě Kirchhoffovy teorie.

Ve druhé části práce byla pozornost soustředěna do oblasti využití počítačového modelování kontaktních úloh z hlediska reologického chování kontaktujících těles spolu s matematickým popisem kontaktu a přibližných metod řešení dynamických úloh na platformě metod přímé numerické integrace rozdělených na implicitní a explicitní metody. Z důvodu verifikace počítačového modelu aktivního podtlakového úchopného prvku, na kterém byla provedena analýza deformačního chování přísavek během zatěžování v radiálním a axiálním směru, a čtyřbodově centricky uchopené tenké desky bylo vytvořeno laboratorní pracoviště, na kterém byla následně provedena experimentální identifikace deformačního chování přísavky a provedena studie kmitání uchopené desky.

Rovněž byl zformulován a ověřen optimalizační postup návrhu rozmístění přísavek na rámu úchopné hlavice tak, aby byl docílen optimální průběh deformačního pole uchopené desky a byla minimalizována pravděpodobnost vzniku iniciace mikrotrhlin ve struktuře skla a kolizí s periferiemi v odkládacích pozicích a výrobních zařízení. Získané poznatky byly závěrem shrnuty v nově navrženém a naprogramovaném výpočetně databázovém systému Vakuum OPTIM plně využitelném při návrhu podtlakových úchopných hlavic. Analýzou experimentálních a verifikovaných simulačních dat bylo nakonec možné definovat nový přístup k dimenzování velikosti přísavek, který umožňuje sjednotit klasické silové pojetí bezpečnosti s deformačním přístupem uvedeným v habilitační práci.

V následujícím období během let 2006 - 2008 byl nejprve prováděn cílený výzkum frikčních poměrů na rozhraní skla a aktivních podtlakových úchopných prvků běžně používaných pro manipulaci s plochým sklem. Další etapa byla zaměřena do problematiky

automatické manipulace s velkoformátovými tabulemi skla typu PLF formátu s maximálním rozměrem 6000 x 3210 mm s využitím dvou kooperujících robotů angulárního typu, jejichž koncový člen tvoří podtlaková úchopná hlavice s velkým počtem až 16 podtlakových úchopných prvků. Byly analyzovány a následně optimalizovány podmínky procesu uchopení tak, aby bylo minimalizováno namáhání manipulovaného objektu a nedocházelo k jeho poškození a možné destrukci vlivem maximálně přípustných odchylek paralelnosti dvou vzájemně nezávislých úchopných hlavic. Souběžný výzkum autora byl zaměřen na konstrukční návrh výkonového členu ultrazvukového generátoru, tzv. sonotrody pro vrtání nekruhových, tvarově složitých otvorů a děr s minimálním průměrem do skleněných výrobků.

V letech 2009 - 2015 byl výzkum cílen na zvyšování nosnosti standardně vyráběných přísavek v radiálním směru při současném snižování úrovně vakua modifikací kontaktní plochy aplikací materiálů se specifickými frikčními a adhezními vlastnostmi povrchu. V souvislosti s výrobou funkčních vrstev magnetronovým naprašováním na výrobcích z plochého skla ve vakuu byly navrženy a testovány pasivní úchopné prvky výhradně na principu adheze v různých podmínkách provozu daných okolní teplotou, tlakem, aktuálním zatížením apod. Kromě problematiky časově proměnného adhezního kontaktu byl řešen systém deaktivace adhezních úchopných sil a kompenzace polohy prvku oproti kontaktní rovině v případě uchopovaní nerovinných členitých objektů, objektů s proměnou odnímací pozicí nebo koncepce strukturovaných úchopných hlavic s problematickým nastavováním vzájemné polohy několika prvků.

Výsledky výzkumu dosažené v oblasti funkční optimalizace úchopných systémů byly s výhodou aplikovány během vývoje mobilní platformy servisního robotu pro pohyb na vertikálně orientovaných skleněných stěnách, kdy byla řešena bezpečnost podtlakového přídržného systému robotu z hlediska počtu a rozmístění přísavek v závislosti na geometrii a charakteru skleněné stěny. Zároveň byl z důvodu bezpečnosti analyzován narůst okamžitého napětí ve skle, jako důsledek pohybu a držení robotu na skleněné stěně. Toto dodatečné proměnné externí zatížení vyvolává dynamickou napjatost a v případě překročení dovoleného napětí může být příčinou destrukce skleněného přířezu.

Obecně lze konstatovat, že se v průběhu několika posledních let podařilo úspěšně zvládnout metodiku počítačové simulace řady typů složitých kontaktních úloh s vysokým potenciálem jejich dalšího uplatnění ve výuce a v projektech výzkumného a vývojového charakteru, řešených jak s finanční podporou dotačních programů, tak projektů hrazených z ryze privátních zdrojů.

Předkládaná habilitační práce rovněž shrnuje poznatky aplikace počítačového modelování kontaktních úloh dosažené v několika oblastech výroby a zpracování skla. Na teplém konci výrobní linky jde o jejich uplatnění při dynamické manipulaci s horkými objekty ze skla, kde umožňuje zohlednit tvarovou nestabilitu vlivem vysokých tepot a reologickým chováním skla v bodech, popř. proměnných plochách kontaktu uchopení. Řešení je zde modifikováno v závislosti na velikosti úchopných sil, tuhosti kontaktních prvků a kinematických parametrech manipulační úlohy.

V počítačovém modelování na studeném konci linky je kladen důraz na proces automatické výroby a zpracování přířezů plochého skla pro automobilový, stavební průmysl, ale i pro interiérové a sanitární aplikace. Konkrétně jsou prezentovány kontaktní úlohy v manipulačních procesech se zaměřením na deformační chování přísavek a uchopené tabule skla během kombinovaného zatížení. Je přitom řešeno optimální rozmístění, počet a tuhost kontaktních bodů s cílem minimalizovat deformační pole. Kromě úloh automatické operační manipulace prostřednictvím vakua je řešena i problematika mezioperační automatické manipulace charakteristické např. proměnným zatížením hran skla v kontaktních bodech s dopravním zařízením jako zdroje vzniku drobných prasklin a záprasků (mušlí), které znehodnocují produkt a negativním způsobem se projevují v navazujících technologických procesech. V práci jsou analyzovány možnosti efektivního využití počítačové simulace kontaktních úloh i v ryze technologických procesech, např. při optimalizaci automatického vrtání kruhových otvorů do skla, realizaci specifických funkčních vrstev a také v procesu optimalizace nové technologie mechanického matování povrchu plochého skla, která byla předmětem výzkumu v letech 2012 až 2019.

Předpokládá se, že získané zkušenosti budou využity a dále rozvíjeny v nově koncipovaném záměru v oblasti interaktivní robotiky pro přímou součinnost s člověkem a servisní robotiky orientované na výzkum a vývoj nových robotických systémů pro podporu rehabilitace horních i dolních končetin člověka, což bude logicky vyžadovat řešení ultralehkých flexibilních dlah s optimalizovaným rozložením kontaktních bodů. Oblastí s vysokým aplikačním potenciálem je pak využití počítačové simulace kontaktních úloh během výzkumu a vývoje ultralehkých kompozitních konstrukcí jak statických, tak především pohybujících se členů manipulačních zařízení a robotů s cílem minimalizovat vlastní hmotnost, energetickou náročnost a zvýšit tuhost funkčních celků, což je jeden ze strategických směrů iniciativy "Průmysl 4.0".

Motto:

"Představivost je důležitější než znalosti."

Albert Einstein

# Seznam použitých symbolů

α	[°]	nepřesnost orientace
ам	[C.m <sup>2</sup> .V <sup>-1</sup> ]	polarizovatelnost molekuly
α, β	[-]	koeficienty Rayleighova tlumení
$\beta_W$	[-]	součinitel tvaru Weibullovy funkce
γ1, γ2	[J]	povrchové energie tělesa 1, resp. 2
Ý12	[J]	mezifázová energie
γm	[-]	součinitel spolehlivosti materiálu
$\Delta \gamma$	[J]	změna energie
$\delta$	[m]	posunutí
δc	[m]	kritické posunutí
δm	[m]	maximální posunutí
$\delta$	[m.s <sup>-1</sup> ]	rychlost posunutí
δr	[m.s <sup>-1</sup> ]	referenční rychlost posunutí
ΔF	[m]	hloubka zaboření vláken do řezu
$\Delta_{GF}$	[m]	minimální vzdálenost sousedních vláken
Δ	[m]	poloha kontaktní roviny
Δ <sub>AX</sub>	[m]	posunutí středu přísavky v ose
$\Delta_{MIN}$ , $\Delta_{MAX}$	[m]	minimální, resp. maximální vzdálenost
ε	[-]	poměrné přetvoření, resp. prodloužení
ε	[m]	chybový vektor
EO	[-]	počáteční přetvoření
EO	[F.m <sup>-1</sup> ]	permitivita vakua
Es	[-]	střední přetvoření
Еху	[-]	relativní přetvoření v průřezu
Ė	[S <sup>-1</sup> ]	rychlost deformace
ζςα	[-]	součinitel kvality kontaktu
ζ	[Pa.s]	součinitel objemové (druhé) viskozity
η	[Pa.s]	součinitel tangenciální (dynamické) viskozity
$\eta_i$	[Pa.s]	dynamická viskozita
$\theta$	[-]	kvalita kontaktu dle energií
λ	[m]	teoretická šířka kontaktních elementů (kontaktu)
λ	[-]	poměrná deformace
λ	[Pa.s]	součinitel normálové viskozity
$\lambda_N$	[Pa.s]	součinitel normálové viskozity N-tého prvku reolog. modelu

μ	[-]	Poissonova konstanta
ξ	[-]	opravný poměr
ξ	[s]	redukovaný čas
ξi, ξj	[-]	poměrné tlumení
π	[-]	Ludolfovo číslo
ρ	[kg.m <sup>-3</sup> ]	hustota
$ ho_{ extsf{F}}$	[kg.m <sup>-3</sup> ]	měrná hmotnost vlákna (filamentu)
$\sigma$	[Pa]	hlavní napětí
$\sigma_{c}$	[Pa]	celkové napětí ve skle
$\sigma_{ef}$	[Pa]	efektivní napětí na povrchu skleněné tabule
$\sigma_{\!H}$	[Pa]	napětí na pružném prvku reologického modelu
$\sigma_i^{Eng}$	[Pa]	skutečné inženýrské napětí
$\sigma_m$	[Pa]	membránové napětí ve skle
$\sigma_{M}$	[Pa]	napětí uprostřed skla
$\sigma_N$	[Pa]	napětí na vazkém prvku reologického modelu
$\sigma_{R}$	[Pa]	regulérní napětí ve skle
$\sigma_{ m S}$	[Pa]	střední napětí
σ <sub>xz</sub>	[Pa]	smykové napětí
$\sigma_0$	[Pa]	počáteční napětí
$\sigma_1$	[Pa]	tahové napětí v příslušném bodu tabule skla
τ	[s]	časová konstanta
τ <sup>b</sup> , τ <sup>s</sup>	[s]	doba relaxace
$ au_{ref}$	[s]	referenční doba relaxace
$\varphi$	[°]	poloha
<i>Ф</i> с	[°]	úhel kontaktu
$\Delta \Phi$	[°]	naklopení objektu vlivem klopného momentu
Ψ	[°]	poloha v pootočeném souřadném systému
Ψb, Ψs	[-]	relaxační funkce
ω	[rad.s <sup>-1</sup> ]	úhlová rychlost vlákna
$\Omega_{ m i},~\Omega_{ m j}$	[rad.s <sup>-1</sup> ]	úhlová frekvence kmitání
а	[m.s <sup>-2</sup> ]	zrychlení během manipulace
а	[m]	délka tabule
ac	[m]	kritický poloměr kontaktu
acs	[m]	poloměr kontaktní plochy
<b>a</b> <sub>KR</sub>	[m.s <sup>-2</sup> ]	kritické zrychlení během manipulace

ar	[-]	teplotní faktor
Α	[m <sup>2</sup> ]	plocha skleněné tabule
Α	[m <sup>2</sup> ]	teoretická plocha kontaktu
A <sub>F</sub>	[m²]	konečná plocha průřezu
AT	[]]	mechanická práce
$A_0$	[m²]	počáteční plocha průřezu
<i>A</i> <sub>1</sub>	[]]	mechanická práce individuálního vlákna
b	[m]	šířka tabule
Bi	[-]	pozice úchopného brvku (bod)
Cm	[-]	koeficient materiálové kompatibility
С	[-]	matice tlumení
<i>C</i> <sub>1</sub> , <i>C</i> <sub>2</sub>	[Pa]	materiálové konstanty
C10, C01, C11	[Pa]	materiálové konstanty Mooney – Rivlinova modelu
C <sub>20</sub> , C <sub>30</sub>	[Pa]	materiálové konstanty Mooney – Rivlinova modelu
d	[m]	průměr vlákna
d	[m]	roztečný průměr
d <sub>F</sub>	[m]	průměr vlákna (filamentu)
е	[-]	základ přirozeného logaritmu
Ε	[Pa]	modul pružnosti
<i>E</i> *	[Pa]	modul pružnosti kontaktu
Ea	[]]	charakteristika částic
Ed	[]]	energie mezi původně neutrálními částicemi
Ei	[]]	energie vzájemného působení částic
E <sub>N</sub>	[Pa]	modul pružnosti N-tého prvku reologického modelu
E <sub>W</sub>	[]]	celková energie vzájemného působení částic
E <sub>0</sub>	[]]	potenciální energie orientačního mechanismu
fa	[-]	koeficient adheze
$f_{g,d}$	[Pa]	návrhová pevnost skla
$f_{g,k}$	[Pa]	charakteristická pevnost
$f_k$	[-]	kinematický koeficient smykového tření
<i>f</i> s	[-]	statický koeficient smykového tření
$f_{ m v}$	[-]	viskózní energetický faktor
F	[N]	osová síla
F	[N]	poměrná síla
F <sub>A</sub>	[N]	adhezní síla
F <sub>AX</sub>	[N]	axiální síla
<i>F</i> <sub>f</sub>	[N]	třecí síla

XIV

Fκ	[N]	celková kontaktní síla
F <sub>Ki</sub>	[N]	normálové kontaktní síly
F <sub>KR</sub>	[N]	kritická Eulerova síla
F <sub>min</sub>	[N]	minimální adhezní síla
Fn	[N]	normálová síla
F <sub>p</sub>	[N]	přítlak
F <sub>RAD</sub>	[N]	radiální síla
Fs	[N]	magnituda Stribeckova tření
Fυ	[N]	úchopná síla
Fz	[N]	kontaktní síla nástroje
<i>Fz</i> <sub>1</sub>	[N]	kontaktní síla individuálního vlákna
g	[m.s <sup>-2</sup> ]	gravitační zrychlení
g <sub>i</sub> , k <sub>i</sub> , τ <sub>i</sub>	[-]	reologické relaxační moduly Prony matematické řady
<i>G, G</i> <sub>0</sub>	[Pa]	modul pružnosti ve smyku
G∞	[Pa]	smykový modul pružnosti posledního prvku reolog. modelu
G, Ω	[-]	oblast homogenní obdélníkové tabule
G <sub>C</sub>	[J.m <sup>-2</sup> ]	kohezní (separační) energie
GN, Gi	[Pa]	modul pružnosti ve smyku N-tého prvku reologického modelu
h	[m]	drsnost povrchu
h	[m]	tloušťka uchopené tabule
Н	[J.mol <sup>-1</sup> ]	aktivační energie
I <sub>1</sub> , I <sub>2</sub> , I <sub>3</sub>	[Pa]	invarianty napětí
j	[-]	účelový funkcionál
J <sub>e</sub>	[-]	Jacobiho matice
$J_y$	[m <sup>4</sup> ]	kvadratický moment průřezu vlákna
k	[-]	koeficient bezpečnosti
k1, k2	[N.m <sup>-1</sup> ]	tuhost pružiny
<i>k</i> <sub>A</sub>	[-]	součinitel velikosti plochy
kв	[J.K <sup>-1</sup> ]	Boltzmanova konstanta
<i>k<sub>mod</sub></i>	[-]	součinitel délky trvání zatížení
k <sub>y</sub>	[N.m <sup>-1</sup> ]	ohybová tuhost vlákna
К	[-]	matice tuhosti
К, Ко	[Pa]	objemový modul pružnosti
K∞	[Pa]	objemový modul pružnosti posledního prvku reolog. modelu
1	[m]	délka vlákna
Ι <sub>Τ</sub>	[m]	vzdálenost těžiště
lo	[m]	počáteční tloušťka vložky

ΔΙ	[m]	stlačení kontaktní vložky
Lo	[m]	počáteční délka
LF	[m]	konečná délka
т	[kg]	hmotnost
m <sub>F</sub>	[kg]	hmotnost vlákna
Μ	[-]	matice hmotnosti
М	[Nm]	klopný moment
$M_E$	[Nm]	naměřený krouticí moment
M <sub>x</sub> , M <sub>y</sub>	[Nm]	klopný, resp. torzní moment
<b>n</b> <sub>kont</sub>	[-]	počet vláken v kontaktu
<b>n</b> <sub>skut</sub>	[-]	skutečný počet vláken ve svazku
n <sub>teor</sub>	[-]	teoretický počet vláken ve svazku
n <sub>x</sub> , n <sub>y</sub>	[N]	jednotkové složky normály
Ν	[N]	normálová síla
<i>O</i> <sub>1</sub>	[N]	odstředivá síla
Okont	[N]	odstředivá síla vláken v záběru
p	[-]	výpočetní parametr
p	[C.m]	trvalý dipólový moment
pa	[Pa]	atmosférický tlak
p <sub>F</sub>	[Pa]	konečná hodnota vakua
<b>p</b> <sub>C</sub>	[Pa]	kontaktní tlak mezi kulovými tělesy
∆р	[Pa]	podtlak
$p_k$	[Pa]	přítlak
∆ <b>p</b> <sub>k max</sub>	[Pa]	amplituda přítlaku na kontaktní ploše
$\Delta p_k$	[Pa]	okamžitá změna kontaktního tlaku
<b>p</b> 0	[Pa]	mezní tlak
<i>p<sub>0,1</sub>, p<sub>0,2</sub></i>	[Pa]	kontaktní tlaky
<i>p</i> <sub>1</sub>	[Pa]	počáteční tlaková úroveň
<i>p</i> <sub>1</sub> , <i>p</i> <sub>2</sub>	[Pa]	tlak
P <sub>E</sub>	[W]	činný výkon
Ρ	[-]	kvalita kontaktu dle plochy kontaktu
$PV_{0i}$ , A,B, IDEAL	[m]	žádaná poloha robotu
$PV_{0i}$ , A,B, REAL	[m]	skutečná poloha robotu
$\Delta PV_{0i}^{A,B}$	[m]	opakovatelná přesnost polohování robotu
q	[kg.m <sup>-3</sup> ]	plošná hustota tabule
r	[m]	poloměr kulového kontaktního tělesa
r, R	[m]	poloměr
XVI		

r <sub>M</sub>	[m]	vzdálenost mezi molekulami
R	[J.mol <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]	plynová konstanta
R	[-]	ohybová tuhost tabule
R	[m]	poloměr nástroje
R <sub>C</sub>	[m]	střední poloměr
<i>R</i> <sub>h</sub>	[m]	poloměr jádra nástroje
R <sub>T</sub>	[m]	poloměr těžiště vlákna
5	[m]	dráha kontaktu
5	[m]	tloušťka skla
S <sub>A</sub>	[m <sup>2</sup> ]	činná plocha
S <sub>F</sub>	[m <sup>2</sup> ]	průřez vlákna (filamentu)
S <sub>0</sub>	[m <sup>3</sup> .s <sup>-1</sup> ]	čerpací rychlost
t	[-]	tečný vektor
t	[s]	čas, doba uchopení, doba kontaktu
tr	[s]	doba retardace (viskózní zpoždění)
tv	[s]	doba vakuování
$t_0$	[s]	počáteční čas
Т	[°C]	aktuální teplota
Т	[N]	posouvající (tečná) síla v rovině uchopení
T <sub>ABS</sub>	[K]	absolutní teplota
$T_f$	[K]	fiktivní teplota
T <sub>m</sub>	[N.m <sup>-2</sup> ]	maximální trakce
$T_{\nu}$	[N.m <sup>-2</sup> ]	viskózní trakce
T <sub>0</sub>	[°C, K]	referenční teplota
u	[-]	vektor posunutí
Uz	[m]	posunutí profilu
U	[-]	deformační matice
Ua	[-]	množina návrhových proměnných
U <sub>ad</sub>	[J]	adhezní energie
Uel	[J]	elastická energie
$\boldsymbol{U}^{T}$	[-]	transponovaná deformační matice
UT	[J]	celková energie kontaktu
V	[m.s <sup>-1</sup> ]	obvodová rychlost vlákna
VR	[m.s <sup>-1</sup> ]	relativní třecí rychlost
V	[m <sup>3</sup> ]	vakuovaný objem
V <sub>F</sub>	[m <sup>3</sup> ]	konečný objem
Vo	[m³]	počáteční objem

W	[m]	průhyb tabule (posunutí)
Wb, Wg, Ws	[-]	váhové faktory
Wy	[m]	průhyb vlákna
W	[J.m <sup>-3</sup> ]	hustota deformační energie
Wĸ	[1]	celková kinetická energie
W <sub>K1</sub>	[1]	kinetická energie vlákna
W <sup>2,2</sup>	[-]	Sobolevův prostor
X	[-]	frakční parametr
x, y, z	[m]	kartézské souřadnice
<i>X</i> <sub><i>i</i></sub> , <i>Y</i> <sub><i>i</i></sub>	[m]	souřadnice úchopného prvku (bodu)
Ζ	[m]	vzdálenost od hrany skla
$\Delta z_i$	[m]	průhyb

# 1 Úvod

Tempo a směry vývoje automatických zařízení pro nasazení v průmyslu a servisních aplikacích jsou v současné době dominantním způsobem závislé na požadavku pro stále rostoucí stupeň automatizace výrobního procesu, respektují vývoj ekonomiky a řeší dopady na životní prostředí. Od roku 2011 se navíc stále častěji skloňuje pojem "Průmysl 4.0", který obecně shrnuje vize budoucnosti průmyslu a zahrnuje iniciativy jako je internet věcí a "chytrá" výroba [1, 2]. Progresivní vývoj a výzkum nových technologií umožňuje realizovat technicky stále dokonalejší systémy s vysokým stupněm autonomie, umělé inteligence a přidané užitné hodnoty. Vývoj konkrétních robotizovaných zařízení tak souvisí s rychlostí rozvoje řídicích systémů, inovativních algoritmů, softwaru, senzoriky, mechatronických celků, strojového vidění, nových materiálů, pohonů, energetických zdrojů, technologických postupů a dalších *(obr. 1.1).* Podle statistických údajů a prognóz Mezinárodní federace pro robotiku se dá očekávat poměrně strmý nárůst dodávek nových robotických jednotek, který by měl v roce 2020 překročit hranici 500 tisíc, přičemž největšími odběrateli bude Čína, Japonsko, Jižní Korea, USA a Německo.



Obr. 1.1 Základní parametry ovlivňující funkčnost, flexibilitu a autonomii robotického systému

V kontextu s příspěvkem [3] na téma "Robotika: vize a skutečnost", ve kterém byla již před lety zachycena diskuze předních odborníků z akademického i praktického prostředí o nových trendech a směrech vývoje v robotice lze konstatovat, že vedle vývoje nových senzorů je důležité urychlit vývoj efektivního zpracování informací, které obecně z techniky senzorů přicházejí, tj. vývoj dostatečně adaptivních a robustních řídicích programů tak, aby byl robotický systém schopen zvládat i výjimečné stavy a nečekané poruchy. Rovněž je nutné v oblasti základního výzkumu pracovat na rozvoji prvků umělé inteligence [4, 5]. Velmi důležitým a strategickým oborem je také rozvoj systémů počítačového (robotického) vidění, které jsou již dnes běžně využívány v průmyslové praxi např. v nasazení robotů v oblastech automatického svařování, montáže, detekce kvality (vad) a manipulace.

Z hlediska stavby mechaniky kinematického řetězce jsou v současné době kromě standardních robotů se sériovou kinematikou uplatňovány roboty s paralelní, hybridní či semiparalelní kinematikou, vyznačující se vysokou mechanickou tuhostí, nosností a opakovatelnou přesností polohování na úkor většího omezení rozsahu pracovního prostoru. Výrazným trendem je výzkum a vývoj robotických struktur pro bezprostřední interakci s člověkem [6, 7, 8], což dokládá vznik řady nových výzkumných center a firem prosazujících se momentálně na trhu.

Zcela specifickým odvětvím je vývoj efektorů představující úchopné, technologické, kombinované a speciální koncové členy robotů, které mnohdy přímo fungují i jako orientační ústrojí. Efektory [9, 10, 11, 12] mohou být aplikovány na různé typy robotů a zařízení a dle požadavků vede jejich konstrukce k často unikátním technickým řešením. Zajímavým trendem je pak vývoj adaptivních efektorů, které se např. automaticky přizpůsobují tvaru uchopovaných objektů a jsou koncipovány na principu mechaniky a funkce lidské ruky. Kromě samotných efektorů jsou také rozvíjeny systémy jejich automatické výměny, protože v současné době zatím neexistuje a pravděpodobně ani v dohledné době zatím nebude k dispozici efektor s univerzálním aplikačním potenciálem. V konstrukci robotů a efektorů jsou také stále častěji uplatňovány futuristické principy inspirované přírodou. Existují tzv. bionická chapadla [13], kopírující např. jazyk chameleona nebo kontaktní strukturu končetin gekona a začínají se objevovat ve výrobním portfoliu renomovaných firem. Snahou výrobců je hledání flexibilního systému pro uchopování objektů s jakýmkoliv tvarem a geometrií s minimálními nároky na spotřebu energie. Dalším bodem vývoje je také možnost využití chapadel v interakci s člověkem a to jak v ryze průmyslových, tak servisních aplikacích a dále také např. v lékařské technice. Efektory pro interakci s člověkem, tzv. kolaborativní chapadla převážně s elektrickými pohony dnes představují rozsáhlé mechatronické systémy disponující řadou provozních režimů, fusion senzorikou, která vyhodnocuje kolizní stavy, taktilními senzory rozlišujícími mezi obsluhou a perifériemi. Objevují se integrované kamery pro vyhodnocování okolního prostředí, geometrie, charakteru a polohy objektů.

V budoucnosti, ale i dnes jsou stále častěji aplikovány systémy mobilních robotů, které se uplatňují v řadě průmyslových a servisních aplikací, v automobilech, leteckém průmyslu, velký prostor pro využití mají roboty v domácnostech, zemědělství, ale i v oblasti zábavy a volného času. Roboty vykonávají a budou vykonávat práci pro člověka v nebezpečných prostředích (zvýšená radioaktivita, nízká, resp., vysoká teplota, prach, chemikálie apod.), perspektivně pak bude uplatňován způsob spolupráce robotu a člověka na principu, tzv. teleprezence, kdy člověk v roli operátora vnímá vše z prostředí, ve kterém se pohybuje robot. Standardně jsou uplatňována pracoviště na platformě několika buď pouze kooperujících nebo také tzv. kolaborativních robotů s převážně sériovým typem kinematického řetězce, umožňující v kombinaci s "měkkým" momentovým řízením bezprostřední a relativně bezpečnou spolupráci s operátorem. Častokrát je také užíván pojem "umělý život" neboli ALife z anglického Artifical Life, kde se už vlastně ani nejedná o roboty v klasickém pojetí, řídicí systém nemusí být na jednom místě a i senzory mohou být rozptýleny v okolí. Rovněž se lze domnívat, že obrovský potenciál je v nanotechnologiích s uplatněním v medicíně v boji proti konkrétním nemocem apod. Nelze opomenout ani roboty pro vojenské aplikace s rozvíjejícími se řídicími systémy na platformě účelových principů řízení chování (Behaviour and Knowledge Based Systems). Velmi zajímavým počinem byl také vstup NASA do oblastí strojů nebo i celých továren schopných samo-reprodukce.

# 1.1 Zaměření habilitační práce

Obecnou snahou, a to nejen v průmyslu, je hledání takových opatření a technických řešení vedoucích ke snižování energetické náročnosti výroby a minimalizaci výrobních nákladů s cílem zachování nebo naopak v lepším případě zvyšování jakosti produkce a počtu výrobků s předpokladem snižování dopadu nežádoucích výrobních vlivů na klimatické prostředí, což představuje jeden z hlavních bodů politiky Evropské unie, jak je podrobněji uvedeno např. v [14]. Vzhledem k tomu, že vývoj nových úsporných technologií a technických zařízení potrvá nějakou dobu, jeví se jako velice efektivní optimalizovat stávající zařízení jak z hlediska funkce, výkonu, tak i nových možností využití a typů energetických zdrojů.

Habilitační práce se na základě výše uvedených skutečností zabývá soudobými možnostmi využití počítačového modelování kontaktních úloh ve výrobě a zpracování skla a předkládá závěry přispívající k zvyšování jakosti produkce, optimalizaci výrobních periferií a technologických postupů. Prezentované počítačové analýzy byly provedeny s využitím výpočetního systému MSC.Marc od společnosti MSC.Software Corporation, kdy byly plnohodnotně uplatněny dosavadní zkušenosti s počítačovým modelováním kontaktních úloh s tuhým, ale i deformačním typem kontaktu.

Jedním z výrazných řešených bodů je analýza únosnosti především podtlakových úchopných systémů, zejména vakuových přísavek a to v návaznosti na již dříve dosažené výsledky v této oblasti v rámci pracoviště Katedry sklářských strojů a robotiky, Fakulty strojní, Technické univerzity v Liberci.

Práce se dále zaměřuje na problematiku stanovení optimálních podmínek automatické manipulace s velkoformátovými tabulemi skla s využitím paralelně kooperujících průmyslových robotů s multiúhlovou kinematikou. Předmětem řešení problému je minimalizace namáhání tabule během manipulace, které může být příčinou destrukce nebo poškození uchopené tabule překročením dovoleného napětí vlivem nepřesnosti polohování robotů, prostorové geometrie rámu multiprvkové úchopné hlavice, systému uložení a kompenzace polohy jednotlivých úchopných prvků (přísavek). Kromě standardních manipulačních úloh využívajících průmyslových robotů nebo manipulátorů s příslušným efektorem je rovněž řešena mezioperační doprava přířezů skla na dopravnících a to zejména v místech přejezdů, kdy je negativním způsobem atakována kontaktní náběžná hrana skla a dochází k jejímu vylamování.

Na teplém konci výrobní linky je analyzována problematika kontaktu tvarových úchopných prvků mechanického chapadla s tvarově nestabilními horkými objekty během automatické manipulace mezi tvarovacím (lisovacím) zařízením a chladicí pecí. Jsou prezentovány výsledky související s počítačovou predikcí rozvoje a charakteru deformačních polí na skleněném výrobku vlivem silového kontaktu s chapadlem, kdy je vlivem nadměrných úchopných sil snižována jakost produkce projevující se lokálními otlaky v deformačních zónách.

Významná část práce je orientována do oblasti náhrady standardně užívaných podtlakových prvků úchopnými systémy na platformě nových materiálů s vysokou úrovní adheze povrchu pracujících na principu zcela pasivního nebo hybridního, tj. kombinovaného způsobu vyvození úchopných sil. Cílem modifikace úchopných prvků je snížení spotřeby tlakového vzduchu při zachování úrovně nosnosti zejména při radiálním, axiálním, ale i kombinovaným charakterem externího zatěžování.

Mimo ryze problematiku automatické manipulace je v závěru práce uvedeno zcela specifické využití dosaženého know-how na příkladu unikátní výroby matovaného povrchu novou technologií abrazivního ataku kompozitních vláken rotačního nástroje na broušený povrch. V části přílohy jsou pro doplnění uvedeny výstupy z počítačové simulace realizace funkčních vrstev ve výrobě autoskel, výsledky dosažené v oblastech technologie výroby kalených skel, simulace adhezních typů kontaktů a konstrukce nových robotických struktur, kde je uvedena autorem řešená problematika servisního robotu pro pohyb a realizaci technologických funkcí na vertikálně orientovaných hladkých, převážně skleněných stěnách.

Společným jmenovatelem řešených problémů je využití počítačové simulace ve výrobě, zpracování skla a logicky přidružených oblastech souvisejících se zaměřením a dlouhodobou strategií směřování vědeckovýzkumných aktivit pracoviště v oblasti robotiky a sklářských technologií.

# 1.2 Struktura habilitační práce

Práce je rozčleněna celkem do jedenácti částí a v souladu se změřením je *kap. 2* soustředěna na teoretický popis základních reologických modelů zohledňujících reálné mechanické chování skla a kontaktních elastických prvků (elastomerů). Předložené analýzy teoretických poznatků jsou koncipovány tak, aby bylo možné dílčí závěry plnohodnotným způsobem využít jako východiska ve fázi přípravy počítačových modelů a pro jejich následné uživatelské parametrizace a ladění ve vztahu k experimentálně získaným podkladům během verifikace.

Navazující *kap. 3* představuje významnou část práce výběrem z výsledků dosažených autorem v oblasti automatické manipulace s výrobky ze skla. Je prezentována problematika s uchopováním žhavých skleněných polotovarů mechanickým typem chapadla, kdy v důsledku tvarové nestability manipulovaného objektu dochází k poškození povrchu a modifikaci geometrie vlivem kontaktních sil. Alternativně jsou rovněž uvedeny problémy související s podtlakovým typem chapadel, které jsou využívány při vyjímaní výrobků z forem lisovacích automatických strojů a zařízení. V obou případech byl sestaven počítačový model kontaktní úlohy a provedena analýza získaných simulačních dat.

Další řešenou oblastí je v *kap. 4* počítačová analýza deformačního chování standardních přísavek během externího zatěžování v manipulačních aplikacích s přířezy skla, na kterou navazuje soubor projektů zahrnujících komplexní rozbor soustavy reprezentované uchopeným sklem, úchopnou hlavicí a manipulačním zařízením na studeném konci výrobní linky. Jsou ukázána bezpečnostní rizika spojená s uchopením velkoformátových přířezů dvěma roboty, kdy vlivem nevhodně definované polohy a orientace kontaktní roviny dochází k nárůstu okamžitého napětí ve skle. Navíc byly řešeny matematické aspekty optimalizace rozložení kontaktních bodů tak, aby byla minimalizována absolutní deformační pole uchopeného přířezu v závislosti na charakteru manipulační úlohy z pohledu profilu trajektorie a kinematických parametrů.

V kap. 5 je předložen přehled výsledků zaměřených na využití nových materiálů v konstrukci úchopných prvků s cílem zvýšit jejich nosnost a bezpečnost uchopení při zachování rozměrů a spotřeby energie. Je popsána funkce a konstrukce ryze pasivního prvku využívajícího adhezních povrchových vlastností nových materiálů na bázi polyuretanových gelů a jsou prezentovány výsledky z testování prvku během různých podmínek zatěžování. Navazuje teoretický popis kontaktu s respektováním adheze a numerická simulace adhezního kontaktu v závislosti na prvotním rozložení kontaktní plochy, zatížení a čase. Kromě pasivního principu uchopení byla sledována možnost nasazení adhezních materiálů v aktivních systémech a k tomuto účelu byl navržen kombinovaný úchopný prvek s plynulou regulací přítlaku a polohy adhezní vrstvy. Stručná *kap. 6* byla věnována chování přísavek v interakci se znečištěným kontaktním povrchem objektu manipulace.

Předposlední *kap.* 7 se zaměřuje na specifický manipulační proces během výroby autoskel, která jsou unášena na dvojici úzkých dopravních pásů a v místech napínacích bubnů dochází vlivem rozkmitání skla k poškození hran přířezu. Počítačová simulace byla v tomto případě použita pro nastavení optimální rozteče dopravních pásů, aby byla minimalizována deformační pole transportovaného přířezu skla. V souvislosti s vývojem servisního robotu pro pohyb na vertikálně orientovaných skleněných stěnách byla provedena počítačová analýza napjatosti standardního rozměru fasádního panelu v interakci s podvozkem robotu. Provedená simulace byla rovněž využita pro sledování bezpečnostních aspektů provozu robotu během pohybu.

Poslední autorem vybranou aktivitou (kap. 8) byl výzkum dynamického chování radiálně umístěných kompozitních vláken rotačního válcového nástroje pro realizaci matovacího procesu mechanickým způsobem, který v současné době představuje unikátní způsob matování a je alternativou k standardně užívaným chemickým postupům. I zde byl využit potenciál počítačového modelování, zkušenosti ze simulace kontaktních úloh a byl detailně analyzován proces kontaktování jednotlivého vlákna s matovaným povrchem, což významným způsobem přispělo k urychlení návrhu matovacího nástroje (technologické hlavice) s maximálním abrazivním účinkem a efektivitou úběru ve vztahu k procesním a okrajovým podmínkám reálného provozu.

## 2 Reologické modely skla a elastomeru

Pro numerické simulace uvedené třídy kontaktních úloh v oblasti automatické manipulace a výroby ve sklářském průmyslu musí konstituční vztahy aplikované ve výpočtovém matematickém modelu reprezentativně zohlednit jak elastické, tak viskózní chování skla v závislosti na aktuální teplotě. Stejně tak přísavky, kontaktní body periferií, úchopné prvky na principu povrchové adheze nebo také např. polyvinylbutyralová fólie (PVB), která je jednou z vrstev bezpečnostního lepeného skla, jsou ve výpočtech nahrazeny reologickými modely popisující reálné chování elastomerů. Modely jsou kombinací jednoduchých prvků, kdy elastické prostředí je modelované pružinou, plastické prostředí třecím prvkem a ideálně viskózní prostředí tlumičem. Prvky lze řadit sériově nebo paralelně, což umožňuje vytvářet i poměrně komplikované soustavy aproximující reálné materiálové chování. Teoretické základy reologických modelů jsou velmi podrobně zpracovány v [15, 16, 17, 18, 19] a jsou ve zjednodušené formě využity pro popis materiálového chování skla v *kap. 2.1.* 

#### 2.1 Sklovina a sklo

Obecně lze pro popis volit řadu reologických modelů různého stupně složitosti v závislosti na aktuální teplotě, která určuje tři materiálové modely v oblasti nad, pod a v okolí transformační teploty. Pro oblast pod transformační teplotou se využívá elastický model, kdy má sklo charakter pružné látky popsaný Hookovým zákonem. V okolí transformační teploty je možné aplikovat základní typ Maxwellova viskoelastického modelu se sériovým uspořádáním vazkého a elastického prvku, event. model Kelvinův (Voigtův) s paralelním uspořádáním vazkého a elastického prvku. Pro oblast nad transformační teplotou lze uvažovat viskózní model s charakteristickým vazkým prvkem. Vzhledem k zaměření práce a řešeným kontaktním úlohám je pro úplnost dále uvedena pouze problematika reologického modelu skla v oblasti transformační teploty.

Reologický model Kelvinovy hmoty se skládá z pružného prvku *H* a z vazkého prvku *N*, které jsou zapojeny paralelně. Konstituční vztah Kelvinovy hmoty (1) pro normálová napětí je dán součtem napětí  $\sigma_H = E \cdot \varepsilon$  přenášeného pružným prvkem *H* a napětí  $\sigma_N = \lambda \cdot \dot{\varepsilon}$ přenášeného vazkým prvkem *N*, tj.

$$\sigma = \sigma_H + \sigma_N, \text{ resp. } \sigma = E \cdot \varepsilon + \lambda \cdot \dot{\varepsilon}, \tag{1}$$

kde *E* je modul pružnosti,  $\lambda$  je součinitel normálové viskozity,  $\varepsilon$  je poměrné přetvoření a  $\dot{\varepsilon} = d\varepsilon/dt$  je rychlost deformace. Obdobně pro smykové napětí (2) platí, že

$$\sigma_{xy} = G \cdot \varepsilon_{xy} + \eta \cdot \frac{d\varepsilon_{xy}}{dt}, \tag{2}$$

kde *G* je modul pružnosti ve smyku,  $\eta$  je součinitel tangenciální viskozity a  $\mathcal{E}_{xy}$  je relativní přetvoření v průřezu. Pro úplnost je pak objemové přetvoření (3) dané vztahem

$$\sigma_{S} = K \cdot \varepsilon_{S} + \zeta \cdot \frac{d\varepsilon_{S}}{dt}, \qquad (3)$$

kde  $\sigma_s$  a  $\varepsilon_s$  je střední napětí a přetvoření, K objemový modul pružnosti,  $\zeta$  součinitel objemové viskozity. Pro fázi ustáleného přetváření Kelvinovy hmoty byl M. Reinerem odvozen zásadní vztah (4) mezi normálovou, tangenciální a objemovou viskozitou tak, že

$$\lambda = \frac{9 \cdot \eta \cdot \zeta}{\eta + 3 \cdot \zeta},\tag{4}$$

který je obdobou vztahu (5) mezi moduly pružnosti

že

$$E = \frac{9 \cdot G \cdot K}{G + 3 \cdot K}.$$
(5)

Pro nestlačitelný materiál kdy  $K \to \infty$  a  $\zeta \to \infty$  bude navíc po zjednodušení platit (6),

 $\lambda = 3 \cdot \eta \quad \text{a} \quad E = 3 \cdot G, \tag{6}$ 

což jsou elementární východiska umožňující modelovat vztahy mezi silovým působením na objekt a časovým průběhem zvolené deformace. Integrací obyčejné diferenciální rovnice (1) popisující výsledné napětí lze pro počáteční přetvoření  $\varepsilon_0$  v čase  $t_0$  definovat průběh přetvoření a platí, že

$$\varepsilon = e^{-Et/\lambda} \cdot \left( \frac{1}{\lambda} \int_{t_0}^t \sigma e^{E\tau/\lambda} d\tau + \varepsilon_0 e^{Et_0/\lambda} \right)$$
(7)

a pokud bude v čase  $t_0 = 0$  počáteční přetvoření  $\varepsilon_0$  nulové, lze vztah podstatně zjednodušit a psát

$$\varepsilon = \frac{\sigma_0}{E} \cdot \left(1 - e^{-Et/\lambda}\right) = \frac{\sigma_0}{E} \cdot \left(1 - e^{-t/t_R}\right). \tag{8}$$

Parametr  $t_R = \lambda/E$  je dobou retardace nebo jinak viskózní zpoždění, resp. odezva na náhlou změnu zatížení v čase. Pro zpřesnění popisu viskoelastického chování objektu při vnějším silovém zatěžování úchopným prvkem lze aplikovat složitější kombinovaný model se sériově paralelní strukturou kombinující základní prvky Kelvinova a Maxwellova modelu tzv. obecným (generalizovaným) Maxwellovým modelem. Pro úplnost je možné uvést, že chování ryze visko-pružné látky vyjadřuje součet rychlostí deformace pružného a viskózního prvku, tj.

$$\frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{1}{E} \cdot \frac{d\sigma}{dt} + \frac{\sigma}{\lambda} \tag{9}$$

a po integraci v případě, že napětí je stálé v čase

$$\varepsilon = \frac{\sigma_0}{E} + \frac{\sigma_0 \cdot t}{\lambda}.$$
 (10)

Podobně jako u Kelvinova modelu integrací diferenciální rovnice (9) bude pro změnu napětí v čase platit

$$\sigma = e^{-Et/\lambda} \cdot \left( E \int_{t_0}^t \frac{d\varepsilon}{dt} e^{E\tau/\lambda} d\tau + \sigma_0 e^{Et_0/\lambda} \right)$$
(11)

a v případě, že rychlost deformace bude stálá, lze v čase  $t_0 = 0$  vztah (11) zjednodušit a psát

$$\sigma = \sigma_0 \cdot \left[ \frac{\lambda}{E \cdot t} + \left( 1 - \frac{\lambda}{E \cdot t} \right) \cdot e^{-Et/\lambda} \right], \tag{12}$$

což vyjadřuje změnu (pokles) napětí v čase během stálé rychlosti deformace, tzv. relaxaci. Pro nulovou rychlost deformace pak bude napětí dáno vztahem

$$\sigma = \sigma_0 \cdot e^{-Et/\lambda}.$$
 (13)

Obecný Maxwellův model představuje soustavu mnoha Maxwellových skupin tak, jak je znázorněno na *obr. 2.1* a v případě, že jsou deformace všech větvích stejné, platí pro izotropní materiál, že



Obr. 2.1 Obecný Maxwellův reologický model

Je zřejmé, že matematický popis chování skla (skloviny) v celém rozsahu teplot, navíc s ohledem na průběh zatěžování v čase, je poměrně komplikovaný a ve výpočtovém schématu dávají uvedené vztahy relevantní výsledky pouze v případě, kdy jsou k dispozici materiálové charakteristiky ve vztahu k okrajovým podmínkám manipulačního procesu a místě kontaktu z pohledu lokalizace, geometrie, stability apod. Cílem kapitoly není podat detailní rozbor reologických modelů, a proto výše uvedené vztahy pouze zjednodušenou formou popisují standardně užívaný model, omezený navíc na základní závislosti mezi modulem pružnosti *E*, normálovou viskozitou  $\lambda$ , přetvořením  $\varepsilon$  a napětím  $\sigma$ . Ve skutečnosti je však problematika mnohem složitější [20, 21] a ve výpočetních schématech počítačových modelů uvedených v praktické části práce byly zohledněny i další časově závislé materiálové konstanty jako je smykový modul pružnosti *G* a objemový modul *K*. V souladu s upořádáním Maxwellova reologického modelu a s využitím standardně užívané Dirichlet-Prony matematické řady [22, 23] platí, že

$$G(t) = G_{\infty} + \sum_{i=1}^{N} G_i e^{-t/\tau_i^s} = G_0 \cdot \psi^s(t), \text{ resp.}$$
 (15)

$$K(t) = K_{\infty} + \sum_{i=1}^{n} K_i e^{-t/\tau_i^b} = G_0 \cdot \psi^b(t).$$
(16)

kde *t* je čas v intervalu od 0 do  $\infty$ ,  $G_{\infty}$  a  $K_{\infty}$  je smykový a objemový modul, parametry  $\psi_{s}(t)$  a  $\psi_{b}(t)$  jsou relaxační funkce a  $\tau_{i}$  je doba relaxace. Okamžité moduly  $G_{0}$  a  $K_{0}$  lze následně vyjádřit jako

$$G_0 = G_{\infty} + \sum_{i=1}^{N} G_i \quad a \quad K_0 = K_{\infty} + \sum_{i=1}^{N} K_i.$$
(17)

V souladu s informacemi uvedenými např. v [24] je pro případ, že  $G_{\infty} = 0$  možné definovat parametry váhových funkcí

$$\psi^{s}(t) = \sum_{i=0}^{N} w_{i}^{s} \cdot e^{-t/\tau_{i}^{s}} \ a \ \psi^{b}(t) = w_{\infty}^{b} + \sum_{i=0}^{N} w_{i}^{b} \cdot e^{-t/\tau_{i}^{s}}, \tag{18}$$

kde w<sub>i</sub> jsou váhové faktory definované tak, že

$$w_i^s = \frac{G_i}{G_0}, w_i^b = \frac{K_i}{K_0} \ a \ w_{\infty}^s = \frac{K_i}{K_0}.$$
 (19)

Zároveň musí platit, že součet váhových faktorů *w*<sub>i</sub> bude roven přibližně jedné. Materiálovou specifikaci počítačového modelu lze kromě výše uvedeného Maxwellova modelu relaxace napětí rozšířit o strukturální relaxaci prostřednictvím Narayanaswamy modelu [25], který je již řadu let využíván v numerickém modelování technologických procesů spojených s výrobou skla v oblastech transformačních teplot. Charakteristickým znakem je linearizace problému reálného chování skla fiktivními teplotami *T*<sub>f</sub>. Zjednodušením situace je možné na základě Boltzmanova principu superpozice pro fiktivní teplotu v čase *t* psát, že

$$T_{f}(t) = T(t) - \int_{-\infty}^{t} M_{\nu}(\xi(t) - \xi(t')) \frac{d}{dt'}(T(t'))(dt'), \qquad (20)$$

kde  $M_v$  je funkce odezvy (citlivostní funkce) definovaná jako

$$M_{\nu}(\xi(t)) = \frac{T_f - T(\infty)}{T_0 - T(\infty)}.$$
(21)

V používaném softwarovém produktu MSC.Marc je pak parametr  $\xi(t)$ , tzv. redukovaný čas, který klasické výrazně nelineární teplotně reologické chování skelných materiálů zjednodušuje na popis jediné závislosti, pro kterou platí

$$\xi(t) = \int_{-\infty}^{t} \frac{\tau_{ref}}{\tau(T(t'))} dt'.$$
(22)

Referenční doba relaxace  $\tau_{ref}$  skla odpovídá, tzv. referenční teplotě  $T_{ref}$  a obecně v závislosti na teplotě lze pro čas relaxace uvést, že

$$\tau = \tau_{ref} \cdot e^{\left[-\frac{H}{R}\left(\frac{1}{T_{ref}} - \frac{x}{T} - \frac{(1-x)}{T_f}\right)\right]},\tag{23}$$

kde *H* je aktivační energie procesu a *R* je plynová konstanta. Frakční parametr *x* určuje, do jaké míry bude fiktivní teplota ovlivňovat čas relaxace a je v intervalu hodnot *0* až *1*. Typicky pro funkci odezvy pak s využitím předpokladu (23) lze psát

$$M_{\nu}(\xi) = e^{-\frac{\xi}{\tau}} \tag{24}$$

a dále pro modely s n relaxačními časy

$$M_{\nu}(\xi) = \sum_{i=1}^{n} (W_g)_i \cdot e^{-\frac{\xi}{\tau_i}},$$
(25)

kde  $(W_g)_i$  jsou váhové koeficienty, pro které stejně jako v (19) platí, že  $\sum_i^n (W_g)_i \approx 1$ . Materiálové specifikace použité v simulačních výpočtech byly definovány v souladu s uvedenými teoretickými předpoklady a dostupnými informacemi podrobně uvedenými např. v [26, 27, 28].

Značnou komplikací, jak již bylo uvedeno, jsou také obecně změny teplot a z toho vyplývající nutnost do výpočtu zahrnout kromě časového faktoru také závislost na teplotě. Na základě provedené rešerše je možné tento fakt postihnout také tím, že skutečný čas je nahrazen upravenou hodnotou času  $t = t_{skutečný} / a_T$ , kde  $a_T$  je teplotně závislý faktor a v souladu s Williams-Landel-Ferry (WLF) teorií platí, že

$$\log a_T = -\frac{C_1 \cdot (T - T_0)}{C_2 + T - T_0},$$
(18)

kde *C*<sup>1</sup> a *C*<sup>2</sup> jsou materiálové konstanty a *T*, resp. *T*<sup>0</sup> je aktuální a referenční teplota [29]. Z uvedené základní teorie, která je podrobně prezentována např. v [30, 31, 32] je zřejmé, že vypovídající schopnost simulačních výsledků velmi významným způsobem závisí na řadě parametrů, které lze získat pouze jako výsledky dlouhodobého laboratorního testování analyzovaného materiálu. Na druhou stranu se však v současné době poměrně dobře daří dohledat příslušné materiálové konstanty v dostupných odborných podkladech nebo přímo ve speciálních databázových systémech, které jsou mnohdy součástí výpočetního software apod. Konkrétní materiálová specifikace je pro účely předkládané práce uvedena vždy u daného počítačového modelu řešeného v dílčích kapitolách.

#### 2.2 Elastomery

Elastomery tvoří specifickou třídu polymerů s dlouhými molekulovými řetězci, které lze poměrně jednoduše deformovat v širokém rozsahu a z pohledu počítačového modelování v současnosti existuje několik základních modelů umožňujících popis jejich reologického hyperelastického chování [33]. Pro nestlačitelné materiály se jedná o model Mooney – Rivlin, Neo – Hookův, Polynomické formy, Ogden, Arruda –Boyce, Yeoh a Gent [34, 35, 36]. Každý z modelů je podle zvolených teoretických předpokladů charakterizován různým počtem parametrů [37, 38, 39], resp. materiálových konstant a je využíván v závislosti na tahové deformaci v rozsahu od několika desítek procent do cca 700 %. Vzhledem k zaměření práce je pro potřeby tvorby počítačového modelu řešených úloh dále detailně popsán Mooney – Rivlinův model, který je možné aplikovat pro deformace do 100 % v dvou parametrické formě a v pěti až devíti parametrické formě pro deformace 100 až 200 %.

#### 2.2.1 Mooney – Rivlinův model elastomeru

V inženýrské praxi se velmi často pro popis nelineárního chování elastomeru v oblasti velkých deformací používá tzv. Mooney – Rivlinův matematický model [40, 41], který poměrně dobře nahrazuje reálné chování elastomeru a je široce uplatňován v řadě softwarových produktů využívajících metodu konečných prvků. Uvedený model je podrobně analyzován např. v [42, 43, 44], kde jsou postupně uváděna základní teoretická východiska. Okrajově je zde možné uvést a pro praktické použití vyjít z předpokladu, že skutečné inženýrské napětí je dáno vztahem

$$\sigma_i^{Eng} = \frac{\partial W}{\partial \lambda_i},\tag{1}$$

kde W je hustota deformační energie, která vlastně představuje skalární funkci tenzoru deformace a napětí.  $\lambda$  je poměrná deformace a index *i* = 1, 2 a 3 je označením pro tři základní osy ortogonálního souřadného systému. Vzhledem k tomu, že pro hlavní inženýrské napětí platí vztah

$$\sigma^{Eng} = \frac{F}{A_0} \tag{2}$$

a následně pro hlavní Cauchyho napětí pak

$$\sigma = \frac{F}{A_F},\tag{3}$$

kde  $A_0$  je počáteční plocha průřezu vzorku a  $A_F$  plocha konečná, bude za předpokladu nestlačitelného materiálu platit, že

$$L_0 \cdot A_0 = L_F \cdot A_F$$
, resp.  $\frac{A_0}{A_F} = \frac{L_F}{L_0} = \lambda$  (4)

a následně pro  $\lambda$  také, že

$$\lambda = \frac{L_0 + L_F - L_0}{L_0} = \frac{L_0 + \Delta L}{L_0} = \frac{L_0}{L_0} + \frac{L_F - L_0}{L_0} = 1 + \varepsilon,$$
(5)

kde  $\varepsilon$  je poměrné prodloužení,  $L_0$  počáteční a  $L_F$  konečná délka vzorku. Uvedené předpoklady pak vedou k tomu, že Cauchyho hlavní napětí bude s ohledem na inženýrské napětí charakterizováno vztahem

$$\sigma_i = \lambda_i \cdot \frac{\partial W}{\partial \lambda_i} \tag{6}$$

s tím, že poměrná deformace vyjádřená v daném směru odpovídá Cauchymu napětí v témže směru. Numerické materiálové modely, které využívají Mooney – Rivlinovy [43] teorie, vycházejí z toho, že skutečné deformace, charakterizující tvarové změny ve třech na sebe kolmých směrech, definují invarianty napětí [44, 45], které jsou výsledkem deformačního gradientu **U**. **U**<sup>T</sup>, přičemž matice **U** je ve tvaru

$$\boldsymbol{U} = \begin{bmatrix} (L_F/L_0)_1 & 0 & 0\\ 0 & (L_F/L_0)_2 & 0\\ 0 & 0 & (L_F/L_0)_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \lambda_1 & 0 & 0\\ 0 & \lambda_2 & 0\\ 0 & 0 & \lambda_3 \end{bmatrix}.$$
(7)

Na základě toho, že transponovaná matice  $U^{T} = U$  a matice U je symetrická, lze psát, že

$$\boldsymbol{U} \cdot \boldsymbol{U}^{T} = \begin{bmatrix} \lambda_{1}^{2} & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_{2}^{2} & 0 \\ 0 & 0 & \lambda_{3}^{2} \end{bmatrix}$$
(8)

a budou existovat právě tři invarianty napětí nezávislé na transformaci souřadnic definované níže uvedenými vztahy (9, 10, 11), tj.

$$I_1 = \lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \lambda_3^2,$$
 (9)

$$I_2 = \lambda_1^2 \cdot \lambda_2^2 + \lambda_2^2 \cdot \lambda_3^2 + \lambda_1^2 \cdot \lambda_3^2, \qquad (10)$$

$$I_3 = \lambda_1^2 \cdot \lambda_2^2 \cdot \lambda_3^2 = \left(\frac{V_F}{V_0}\right)^2 = 1.$$
 (11)

Třetí invarianta napětí (11) ukazuje, že poměrné deformace nejsou nezávislé a navíc pro nestlačitelné materiály je rovna jedné, což vede k tomu, že zbývající dvě invarianty je možné přespat do tvaru

$$I_1 = \lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \frac{1}{\lambda_1^2 \cdot \lambda_2^2},$$
 (12)

$$I_2 = \lambda_1^2 \cdot \lambda_2^2 + \frac{1}{\lambda_1^2} + \frac{1}{\lambda_2^2}.$$
 (13)

Mooney – Rivlinův materiálový model obecně vyjadřuje mechanickou deformační energii jako součet napěťových invariant tak, že

$$W(I_1, I_2) = \sum_i \sum_j C_{ij} \cdot (I_1 - 3)^i \cdot (I_2 - 3)^j.$$
(14)

V souvislosti s tím, že pro řešení řady nelineárních úloh popisujících deformační chování elastomeru je využíván již zmiňovaný softwarový produkt MSC.Marc, který má implementován tzv. TOD (<u>Third Order Defromation</u>) model vycházející z obecné definice Mooney – Rivlinova modelu, je možné rovnici (14) přepsat do tvaru

$$W = C_{10} \cdot (l_1 - 3) + C_{01} \cdot (l_2 - 3) + C_{11} \cdot (l_1 - 3) \cdot (l_2 - 3) + C_{20} \cdot (l_1 - 3)^2 + C_{30} \cdot (l_1 - 3)^3.$$
(15)

Následně v souladu s rovnicí (1) potom platí, že

$$\sigma_1^{Eng} - \sigma_3^{Eng} = \frac{\partial W}{\partial \lambda_1} = \frac{\partial W}{\partial I_1} \cdot \frac{\partial I_1}{\partial \lambda_1} + \frac{\partial W}{\partial I_2} \cdot \frac{\partial I_2}{\partial \lambda_1}, \tag{16}$$

$$\sigma_2^{Eng} - \sigma_3^{Eng} = \frac{\partial W}{\partial \lambda_2} = \frac{\partial W}{\partial I_1} \cdot \frac{\partial I_1}{\partial \lambda_2} + \frac{\partial W}{\partial I_2} \cdot \frac{\partial I_2}{\partial \lambda_2}.$$
 (17)

Po derivování vztahu (15), s předpokladem uvedeným v rovnicích (16) a (17), je možné postupně pro parciální derivace dílčích členů zapsat, že

$$\begin{aligned} \frac{\partial W}{\partial I_1} &= C_{10} + C_{11} \cdot (I_2 - 3) + 2C_{20} \cdot (I_1 - 3) + 3C_{30} \cdot (I_1 - 3)^2, \\ \frac{\partial W}{\partial I_2} &= C_{01} + C_{11} \cdot (I_1 - 3), \\ \frac{\partial I_1}{\partial \lambda_1} &= 2\lambda_1 - \frac{2}{\lambda_1^3 \cdot \lambda_2^2}, \qquad \frac{\partial I_1}{\partial \lambda_2} &= 2\lambda_2 - \frac{2}{\lambda_1^2 \cdot \lambda_2^3}, \\ \frac{\partial I_2}{\partial \lambda_1} &= 2\lambda_1 \cdot \lambda_2^2 - \frac{2}{\lambda_1^3}, \qquad \frac{\partial I_2}{\partial \lambda_2} &= 2\lambda_1^2 \cdot \lambda_2 - \frac{2}{\lambda_2^3}. \end{aligned}$$

a po dosazení invariant napětí definovaných rovnicemi (12), (13) pak pro napětí platí

$$\frac{\partial W}{\partial \lambda_{1}} = C_{10} \cdot \left( 2\lambda_{1} - \frac{2}{\lambda_{1}^{3} \cdot \lambda_{2}^{2}} \right) + C_{01} \cdot \left( 2\lambda_{1} \cdot \lambda_{2}^{2} - \frac{2}{\lambda_{1}^{3}} \right) + C_{11} \\
\cdot \left[ \left( \lambda_{1}^{2} \cdot \lambda_{2}^{2} + \frac{1}{\lambda_{1}^{2}} + \frac{1}{\lambda_{2}^{2}} - 3 \right) \cdot \left( 2\lambda_{1} - \frac{2}{\lambda_{1}^{3} \cdot \lambda_{2}^{2}} \right) \\
+ \left( \lambda_{1}^{2} + \lambda_{2}^{2} + \frac{1}{\lambda_{1}^{2} \cdot \lambda_{2}^{2}} - 3 \right) \cdot \left( 2\lambda_{1} \cdot \lambda_{2}^{2} - \frac{2}{\lambda_{1}^{3}} \right) \right] + 2C_{20} \quad (18) \\
\cdot \left( \lambda_{1}^{2} + \lambda_{2}^{2} + \frac{1}{\lambda_{1}^{2} \cdot \lambda_{2}^{2}} - 3 \right) \cdot \left( 2\lambda_{1} - \frac{2}{\lambda_{1}^{3} \cdot \lambda_{2}^{2}} \right) + 3C_{30} \\
\cdot \left( \lambda_{1}^{2} + \lambda_{2}^{2} + \frac{1}{\lambda_{1}^{2} \cdot \lambda_{2}^{2}} - 3 \right)^{2} \cdot \left( 2\lambda_{1} - \frac{2}{\lambda_{1}^{3} \cdot \lambda_{2}^{2}} \right),$$

$$\frac{\partial W}{\partial \lambda_{2}} = C_{10} \cdot \left( 2\lambda_{2} - \frac{2}{\lambda_{1}^{2} \cdot \lambda_{2}^{2}} \right) + C_{01} \cdot \left( 2\lambda_{1}^{2} \cdot \lambda_{2} - \frac{2}{\lambda_{2}^{3}} \right) + C_{11} \\
\cdot \left[ \left( \lambda_{1}^{2} \cdot \lambda_{2}^{2} + \frac{1}{\lambda_{1}^{2}} + \frac{1}{\lambda_{2}^{2}} - 3 \right) \cdot \left( 2\lambda_{2} - \frac{2}{\lambda_{1}^{2} \cdot \lambda_{2}^{3}} \right) \right] \\
+ \left( \lambda_{1}^{2} + \lambda_{2}^{2} + \frac{1}{\lambda_{1}^{2} \cdot \lambda_{2}^{2}} - 3 \right) \cdot \left( 2\lambda_{1}^{2} \cdot \lambda_{2} - \frac{2}{\lambda_{2}^{3}} \right) \right] + 2C_{20} \quad (19) \\
\cdot \left( \lambda_{1}^{2} + \lambda_{2}^{2} + \frac{1}{\lambda_{1}^{2} \cdot \lambda_{2}^{2}} - 3 \right) \cdot \left( 2\lambda_{2} - \frac{2}{\lambda_{1}^{2} \cdot \lambda_{2}^{3}} \right) + 3C_{30} \\
\cdot \left( \lambda_{1}^{2} + \lambda_{2}^{2} + \frac{1}{\lambda_{1}^{2} \cdot \lambda_{2}^{2}} - 3 \right)^{2} \cdot \left( 2\lambda_{2} - \frac{2}{\lambda_{1}^{2} \cdot \lambda_{2}^{3}} \right).$$

Pro případ jednoosého zatěžování bude zřejmě platit, že  $\lambda_1 = \lambda$  a také  $\lambda_2 = \lambda_3 = \lambda^{-1/2}$ s tím, že rovněž napětí  $\sigma_3$  se rovná nule. Po úpravách pak rovnice (18) přejde do tvaru

$$\sigma^{Eng} = 2C_{10} \cdot \left(\lambda - \frac{1}{\lambda^2}\right) + 2C_{01} \cdot \left(1 - \frac{1}{\lambda^3}\right) + C_{11} \\ \cdot \left[\left(\lambda + \frac{1}{\lambda^2} + \frac{1}{\lambda} - 3\right) \cdot \left(2\lambda - \frac{2}{\lambda^2}\right) + \left(\lambda^2 + \frac{2}{\lambda} - 3\right) \cdot \left(2 - \frac{2}{\lambda^3}\right)\right] + 4C_{20} \quad (20) \\ \cdot \left(\lambda^2 + \frac{2}{\lambda} - 3\right) \cdot \left(\lambda - \frac{1}{\lambda^2}\right) + 6C_{30} \cdot \left(\lambda^2 + \frac{2}{\lambda} - 3\right)^2 \cdot \left(\lambda - \frac{1}{\lambda^2}\right).$$

Je zřejmé, že rovnice (20) je poměrně komplikovaná a v inženýrské praxi se využívá převážně tvar zahrnující pouze první dvě materiálové konstanty  $C_{10}$  a  $C_{01}$ , které je možné stanovit např. metodou nejmenších čtverců za předpokladu, že je experimentálně zjištěna závislost inženýrského napětí na poměrné deformaci. Platí tedy, že

$$\sigma^{Eng} = 2C_{10} \cdot \left(\lambda - \frac{1}{\lambda^2}\right) + 2C_{01} \cdot \left(1 - \frac{1}{\lambda^3}\right). \tag{21}$$

Obecně pro množinu *n* naměřených a experimentálně zjištěných bodů [ $\lambda_1$ ,  $\sigma_1^{Eng}$ ], ..., [ $\lambda_n$ ,  $\sigma_n^{Eng}$ ] bude existovat funkce

$$S(C_{10}, C_{01}) = \sum_{i=1}^{n} \left( C_{10} \cdot \left( 2\lambda_i - \frac{2}{\lambda_i^2} \right) + C_{01} \cdot \left( 2 - \frac{2}{\lambda_i^3} \right) - \sigma_i^{Eng} \right)^2$$
(22)

a parciální derivace jsou

$$\frac{\partial S}{\partial C_{10}} = 2\sum_{i=1}^{n} \left( C_{10} \cdot \left( 2\lambda_i - \frac{2}{\lambda_i^2} \right) + C_{01} \cdot \left( 2 - \frac{2}{\lambda_i^3} \right) - \sigma_i^{Eng} \right) \cdot \left( 2\lambda_i - \frac{2}{\lambda_i^2} \right) = 0, \quad (23)$$

$$\frac{\partial S}{\partial C_{01}} = 2\sum_{i=1}^{n} \left( C_{10} \cdot \left( 2\lambda_i - \frac{2}{\lambda_i^2} \right) + C_{01} \cdot \left( 2 - \frac{2}{\lambda_i^3} \right) - \sigma_i^{Eng} \right) \cdot \left( 2 - \frac{2}{\lambda_i^3} \right) = 0.$$
(24)

Nulováním parciálních derivací je možné najít soustavu dvou rovnic

$$C_{10} \cdot \sum_{i=1}^{n} \left( 2\lambda_i - \frac{2}{\lambda_i^2} \right)^2 + C_{01} \cdot \sum_{i=1}^{n} \left( 4\lambda_i - \frac{8}{\lambda_i^2} + \frac{4}{\lambda_i^5} \right) = \sum_{i=1}^{n} \sigma_i^{Eng} \left( 2\lambda_i - \frac{2}{\lambda_i^2} \right), \tag{25}$$

$$C_{10} \cdot \sum_{i=1}^{n} \left( 4\lambda_i - \frac{8}{\lambda_i^2} + \frac{4}{\lambda_i^5} \right) + C_{01} \cdot \sum_{i=1}^{n} \left( 2 - \frac{2}{\lambda_i^3} \right)^2 = \sum_{i=1}^{n} \sigma_i^{Eng} \left( 2 - \frac{2}{\lambda_i^3} \right), \tag{26}$$

ze kterých lze následně stanovit materiálové konstanty. Po vyjádření C<sub>10</sub> z rovnice (26) platí, že

$$C_{10} = \frac{\sum_{i=1}^{n} \sigma_{i}^{Eng} \left(2 - \frac{2}{\lambda_{i}^{3}}\right) - C_{01} \cdot \sum_{i=1}^{n} \left(2 - \frac{2}{\lambda_{i}^{3}}\right)^{2}}{\sum_{i=1}^{n} \left(4\lambda_{i} - \frac{8}{\lambda_{i}^{2}} + \frac{4}{\lambda_{i}^{5}}\right)}$$
(27)

a po dosazení do rovnice (25)

$$\sum_{i=1}^{n} \left( 2\lambda_{i} - \frac{2}{\lambda_{i}^{2}} \right)^{2} \cdot \left( \sum_{i=1}^{n} \sigma_{i}^{Eng} \left( 2 - \frac{2}{\lambda_{i}^{3}} \right) - C_{01} \cdot \sum_{i=1}^{n} \left( 2 - \frac{2}{\lambda_{i}^{3}} \right)^{2} \right) + C_{01}$$
$$\cdot \sum_{i=1}^{n} \left( 4\lambda_{i} - \frac{8}{\lambda_{i}^{2}} + \frac{4}{\lambda_{i}^{5}} \right)^{2} = \sum_{i=1}^{n} \sigma_{i}^{Eng} \left( 2\lambda_{i} - \frac{2}{\lambda_{i}^{2}} \right) \cdot \sum_{i=1}^{n} \left( 4\lambda_{i} - \frac{8}{\lambda_{i}^{2}} + \frac{4}{\lambda_{i}^{5}} \right),$$

pro další materiálovou konstantu Co1 bude zřejmě platit vztah

$$C_{01} = \frac{\sum_{i=1}^{n} \sigma_{i}^{Eng} \left( 2\lambda_{i} - \frac{2}{\lambda_{i}^{2}} \right) \sum_{i=1}^{n} \left( 4\lambda_{i} - \frac{8}{\lambda_{i}^{2}} + \frac{4}{\lambda_{i}^{5}} \right) - \sum_{i=1}^{n} \left( 2\lambda_{i} - \frac{2}{\lambda_{i}^{2}} \right)^{2} \sum_{i=1}^{n} \sigma_{i}^{Eng} \left( 2 - \frac{2}{\lambda_{i}^{3}} \right)}{\sum_{i=1}^{n} \left( 4\lambda_{i} - \frac{8}{\lambda_{i}^{2}} + \frac{4}{\lambda_{i}^{5}} \right)^{2} - \sum_{i=1}^{n} \left( 2 - \frac{2}{\lambda_{i}^{3}} \right)^{2}}.$$
(28)

Pokud nejsou k dispozici experimentálně zjištěná data např. z trhacích zkoušek a je k dispozici pouze modul pružnosti *E*, lze postupovat tak, že původní rovnice (21) bude doplněna podmínkou definovanou v (3) a platí, že

$$\sigma^{Eng} = \frac{F}{A_0} = 2 \cdot \left(C_{10} + \frac{C_{01}}{\lambda}\right) \cdot \left(\lambda - \frac{1}{\lambda^2}\right). \tag{29}$$

Dalším zjednodušujícím předpokladem pro stanovení materiálových konstant je fakt, že elastomery patří obecně do skupiny nestlačitelných materiálů a Poissonova konstanta je rovna 0,5. Pro malé deformace dále platí relace mezi modulem pružnosti a modulem ve smyku tak, že

$$G = \frac{E}{2 \cdot (1+\mu)} \Longrightarrow E = 2G \cdot (1+\mu) = 3G$$
(30)

a zároveň

$$G = 2 \cdot (C_{10} + C_{01})$$
 a  $E = 6 \cdot (C_{10} + C_{01}).$  (31)

Pro přepočet mezi konstantami pak lze přibližně uvažovat, že  $C_{01} \approx 0,25$ .  $C_{10}$ .

# 2.3 Tření

Nejenom vhodná volba materiálových modelů kontaktujících těles, ale i třecí poměry na rozhraní kontaktu významným způsobem ovlivňují výsledky počítačového modelování kontaktních úloh. Koeficient tření je také jedním ze zásadních parametrů ovlivňujících správnou volbu a dimenzování úchopného systému a definuje stabilitu kontaktu mezi dvojicí kontaktních ploch, tj. úchopného prvku a objektu manipulace, event. u výrobních technologií polotovaru a nástroje, výrobku a výrobní periferie.

Proto byl proveden experimentální výzkum frikčních poměrů na rozhraní plochého skla a aktivních přísavek, které tvoří základ podtlakových úchopných hlavic, běžně používaných při automatické manipulaci s plochými objekty [46]. Na *obr. 2.2* jsou z řady testovaných přísavek vybrány základní typy, z nichž nejvhodnější pro manipulaci se sklem jsou přísavky vyrobené z termoplastického polyuretanu (TPU), etylen propylen kaučuku (EPDM), které nezanechávají na kontaktní ploše se sklem nežádoucí otisky.



# Obr. 2.2 Nejběžnější typy přísavek

Mechanismus tření [47, 48] je typický svou komplikovaností zejména v důsledku měnících se vnějších podmínek, přičemž důležitým kritériem pro klasifikaci tření je relativní pohyb kontaktujících těles, kdy se rozlišuje tření za klidu (odpor proti působení vnější síly, která postačuje k uvedení tělesa do pohybu) a za pohybu. Tření tedy hlavně závisí na interakci mezi povrchy, přičemž je nutné brát v úvahu, že se jedná vždy o kombinaci mechanického a molekulárního působení, projevující se následujícími ději:

- o vzájemné zachytávání mikro-nerovností,
- o pružné deformace mikro-nerovností,

- o plastické deformace mikro-nerovností,
- o křehké porušení výstupků mikro-nerovností (typické pro křehké materiály),
- o adheze mezi povrchy.

Tření je běžně definované jako ztráta mechanické energie na počátku, v průběhu a na konci vzájemného pohybu těles a je možné rozlišit např. tření kluzné, valivé a točivé. I přesto, že je tření přirozeným jevem, je jeho teoretický popis velice obtížný a velmi často je nutné přistoupit ke zjednodušeným matematickým modelům, z nichž nejčastěji užívaný je model složený z Coulombova a viskózního tření. K dispozici jsou jak klasické modely statického tření, tak i modely dynamického tření, pro jejichž základní interpretaci jsou používány soustavy elastických štětin či pružin (Dahlův pružinový model) [49].



# Obr. 2.3 Laboratorní zařízení pro analýzu tření

Vlastní experimenty byly prováděny na navrženém laboratorním zařízení *(obr. 2.3)* sestávající z valivě uložené plošiny, na kterou bylo uchyceno ploché sklo. V rovině kolmé na plošinu bylo instalováno další valivé vedení s daným kontaktním elementem např. přísavkou. Třecí síla byla v závislosti na přítlaku a použitých kontaktních tělesech snímána elektronickým siloměrem s vysokou citlivostí a přesností s možností analogového výstupu. Vzájemný posuv těles byl realizován bezpístnicovým dvojčinným pneumatickým válcem. Aparatura pro on-line snímání dat byla tvořena multifunkční měřicí kartou v kombinaci s příslušným softwarovým rozhraním. Poloha, resp. rychlost plošiny byla snímána lineárním potenciometrem.

Předmětem měření byla i problematika tzv. předkluzného posunutí, vyskytující se během fáze kontaktu, kdy je aplikovaná síla menší než síla potřebná k odtržení a tření má "pružinový" charakter. Za zmínku rovněž stojí i jev paměťového efektu, kdy je změna třecí síly časově opožděna vzhledem k rychlosti. Analyzovaným problémem byl rovněž "stick – slip" efekt, který je typický pro systémy s třením a je charakteristický v oblastech kolem "nulové" rychlosti. V souladu s inženýrským přístupem a zaměřením práce byly nakonec poměrně složité projevy tření shrnuty následovně:

- velikost součinitele klidového tření (součinitel adheze) je mnohem proměnlivější než součinitel tření za pohybu,
- o součinitel smykového tření je rovněž závislý na tlaku v kontaktní ploše,
- o závisí na geometrii kontaktující ploch,
- o součinitel výrazně klesá za přítomnosti maziva,
- o mírně závisí na relativní rychlosti,
- o součinitel adheze se zvětšuje s dobou trvání nepohyblivého silového kontaktu,
- skutečné hodnoty součinitele smykového tření jsou velmi proměnlivé a mohou se od orientačních hodnot výrazně měnit.

Na základě vyhodnocení reprodukovatelnosti měření byl postupně analyzován charakter tření, přičemž průběhy třecích (radiálních) sil u vybraných aktivních přísavek jsou zachyceny v grafech na *obr. 2.4 až 2.7.* Průběh je definován v závislosti na posunutí při konstantní rychlosti, axiální síle a stavu povrchu kontaktní plochy.

Provedená studie zabývající se třecími poměry na rozhraní sklo versus další vybrané materiály, připadající v úvahu jako kontaktní prvky, doplněná základními orientačními hodnotami koeficientů smykového tření byla využita nejenom v rámci habilitační práce, ale především v realizovaných projektech souvisejících s návrhem a konstrukcí podtlakových úchopných hlavic, strojů a zařízení do sklářských výrobních linek. Zcela specifické využití výsledků bylo uplatněno během výzkumu a vývoje podvozku mobilní platformy servisního robotu pro pohyb a realizaci technologických funkcí na vertikálně orientovaných hladkých stěnách (viz příloha č. 1).



Obr. 2.4 Průběh radiální (třecí) síly, materiál přísavky: PU Duraflex



**Obr. 2.5** Průběh radiální (třecí) síly, materiál přísavky: Polyuretan TPU



Obr. 2.6 Průběh radiální (třecí) síly, materiál přísavky: Silikon SIL



Obr. 2.7 Průběh radiální síly, materiál přísavky: Etylenpropylen EPDM

V grafech na *obr. 2.8, resp. 2.9* jsou naměřené hodnoty statického a kinematického koeficientu tření v závislosti na stavu kontaktního povrchu. Tabulky *2.1 až 2.3* shrnují koeficienty tření naměřené na rozhraní sklo – kov, keramika, přírodní materiály apod.


Obr. 2.8 Statický koeficient tření



**Obr. 2.9** Kinematický koeficient tření

# **Tab. 2.1** Sklo – kov

Kontaktní materiál	Koeficient smykového tření			
	Kinematický <i>f<sub>k</sub></i>	Statický <i>fs</i>		
Ocel	0,13	0,17		
Mosaz	0,15	0,18		
Titan	0,14	0,21		
Dural	0,17	0,18		
Dural eloxovaný		0,16		

Tab. 2.2 Sklo – keramika, přírodní materiály

Kontoktní motoriál	Koeficient smykového tření			
Kontaktni materiai	Kinematický <i>f<sub>k</sub></i>	Statický <i>f</i> s		
SiC	0,22	0,33		
Elektrit		0,27		
Elektro porcelán		0,12		
Korund (jemnozrnný)		0,16		
Kámen		0,19		
Azbest	0,39	0,53		
Grafit	0,19	0,23		
Korek	0,34	0,56		
Dřevo (buk)	0,33	0,39		

Tab. 2.3 Sklo – plasty, pryž, kůže

Kontolství motoviál	Koeficient smykového tření				
Kontaktni material	Kinematický <i>f</i> <sub>k</sub>	Statický <i>fs</i>			
Polyetylen (nízkotlaký)	0,20	0,24			
Polystyren (tvrdý)	0,31	0,32			
Polystyren (lehčený)	0,42	0,56			
Polymer acetát	0,17	0,18			
Teflon	0,07	0,15			
Polyamid (silon)	0,09	0,31			
Novodur	0,10	0,26			
Novoplast		0,7 – 0,9			
Elastomer	0,48	0,8 – 0,9			
Polypropylen	0,31	0,34			
Plexisklo	0,15	0,16			
Pryž	0,6 - 0,8	0,7 – 0,9			
Kůže (broušená)	0,6 - 0,7	0,7 – 1,15			

### 3 Manipulace s výrobky ze skla

Se zvyšujícím se objemem výroby skla a obecně v úvodu zmiňovanou iniciativou "Průmysl 4.0" jsou kladeny stále vyšší nároky na manipulační zařízení (přesnost polohování, dynamika systému, flexibilita apod.) ve sklářském průmyslu. Charakter manipulační úlohy je třeba nastavit tak, aby během manipulace se skleněnými výrobky nedocházelo k jejich poškození nebo dokonce destrukci a zároveň byly splněny požadavky související s četností manipulačního cyklu vyplývající z technologie výroby skla (taktu výrobní linky) [50, 51].

Průběh manipulačního cyklu lze velkou měrou ovlivnit nastavením kinematických parametrů pohonů a zajistit optimální průběh manipulace šetrný k manipulovanému objektu. Rychlost opakování manipulačního cyklu závisející na taktu výrobního stroje může být v současné době již tak vysoká, že i při optimálním nastavení dynamiky systému manipulačního zařízení nelze plně eliminovat dynamické síly na únosnou hranici působící na objekt, vznikající jako důsledek interakce úchopné hlavice a skleněného výrobku.

Z tohoto důvodu byl pro vybranou třídu manipulačních úloh podrobně analyzován charakter kontaktu úchopných prvků a manipulovaného objektu v závislosti na nastavení kinematických veličin pohonů pohybových os manipulačních zařízení s cílem vysledovat doporučení pro konstrukci úchopných hlavic, aby realizované uchopení bylo stabilní, bezpečné, šetrné k povrchu manipulovaného objektu a nebylo zdrojem vzniku deformačních polí v geometrii objektu. Ve sklářském průmyslu je problematika uchopování řešena na studeném i teplém konci výrobní linky [52, 53].

Na teplém konci linky [54] byl analyzován kontakt úchopných prvků mechanického chapadla se žhavými polotovary ze skla (teplota cca 500 °C), jejichž tvar je v důsledku nízké viskozity poměrně nestabilní a nadměrná kontaktní síla může způsobovat plastické deformace (otlaky) na povrchu výrobku. Kromě problematiky spojené s aplikací mechanického typu chapadel s pneumatickým pohonem byl sledován i další způsob řešení manipulace se žhavými objekty prostřednictvím speciálních podtlakových úchopných hlavic, kdy se negativním způsobem projevují účinky setrvačných sil při necentrickém uchopení mimo rovinu těžiště.

Na studeném konci výrobní linky byla řešena problematika manipulace s tenkými přířezy skla, které se vzhledem k minimální tloušťce vyznačují nízkou příčnou tuhostí, což při strmých nastaveních rozběhových a doběhových ramp rychlostních parametrů pohonů manipulátoru vede k nadměrnému rozkmitání uchopeného přířezu s následným uvolněním přířezu ze stabilního kontaktu nebo k jeho interakci s perifériemi výrobních zařízení a případné destrukci. Bylo řešeno optimální rozmístění úchopných prvků, aby byly minimalizovány deformace přířezu s ohledem na strategii manipulace, která je standardně realizována jednoúčelovými manipulátory. Postupným trendem však je náhrada manipulátorů průmyslovými roboty, u kterých jsou v případě přímé kooperace řešeny dopady vzájemné přesnosti polohování na zatěžování uchopeného skleněného přířezu.

## 3.1 Uchopování polotovarů mechanickým typem chapadla

Typickým výrobním procesem je produkce skleněných váz, užitkových a designových válcových objektů s výškou až *360 mm* a hmotností *3,5 kg*, které jsou dnes standardně manipulovány prostřednictvím průmyslových robotů a manipulátorů v kombinaci s multiprvkovými mechanickými chapadly [55]. Všeobecným problémem pak je problematická tvarová stabilita povrchu výrobku související s vysokou teplotou povrchu, která je po vyjmutí z formy v intervalu od cca *480 °C* do *520 °C* a může být dokonce dále zvyšována v procesu leštění [56].

Vysoké povrchové teploty během manipulačního procesu vytvářejí zcela nové nároky na proces uchopování a na realizovanou manipulační úlohu. Hlavními problémy jsou v této souvislosti hmotové a setrvačné síly působící na objekt během manipulace a síly v důsledku interakce úchopných prvků s nestabilním povrchem objektu. Pro přesnost a stabilitu uchopení je určující vhodná struktura uchopení, tj. jednoznačná lokalizace úchopných bodů, eliminace plošných kontaktních vazeb, zajištění vhodných frikčních poměrů a kompenzace polohových chyb objektu a chapadla v okamžiku uchopování. Konstrukční řešení úchopné hlavice proto musí:

- vhodnou lokalizací úchopných bodů zajistit optimální polohu těžiště oproti rovině uchopení,
- minimalizací působících dynamických sil během manipulační úlohy umožnit minimalizaci úchopné síly,
- zabezpečit odolnost úchopných prvků vůči provozním vlivům a přizpůsobení povrchovým vlastnostem objektu,
- minimalizováním doby uchopení eliminovat lokální deformace (otlaky) objektu v místě kontaktu s úchopným prvkem.

Při uvažované provozní teplotě skleněných polotovarů během manipulace je nutné respektovat viskoelastické chování skla a z toho plynoucí pouze podmíněnou tvarovou a povrchovou stabilitu uchopeného objektu. Neúspěšnost konvenčních konstrukčních postupů a složitost problematiky si pro optimalizaci podmínek uchopení vyžádala přistoupit k počítačové simulaci a s tím spojené kontaktní úlohy a výpočetní analýzu deformačních charakteristik.

### 3.1.1 Numerická simulace uchopení žhavého polotovaru ze skla

Postup numerické simulace je podrobněji popsán v [57] a jeho koncepce je shrnuta do *obr. 3.1,* přičemž vlastní simulace vychází z geometrického popisu modelu soustavy, doplněného materiálovými vlastnostmi a podrobným popisem časového průběhu zatěžovacího cyklu.

Zjednodušený geometrický model uplatňuje uspořádání ukázané na obr. 3.2, které prezentuje rotačně souměrnou hladkou vázu z olovnatého křišťálu drženou mechanickým

chapadlem se čtyřmi aktivními prvky s individuálními pneumatickými pohony. Během uchopování prvky konají translační pohyb v radiálním směru. Po nepříznivých zkušenostech s konkávními plochami v kontaktních úlohách tohoto typu, byla definice kontaktujících těles zjednodušena tak, že aktivní část úchopného prvku tvořících kontakt chapadla s objektem byla navržena ve tvaru kulového vrchlíku z ideálně tuhého materiálu. Pro přiblížení reálným podmínkám byl poloměr křivosti kontaktní plochy zvolen R = 500 mm.



Obr. 3.1 Zjednodušený průběh numerické simulace



Obr. 3.2 Geometrická charakteristika uchopení (4-bodový kontakt)

Provedená numerická simulace byla spojena s řadou omezení a nutných zjednodušení reálných poměrů:

- o teplota v objemu objektu je považována za konstantní,
- o není uvažován přestup tepla v místě kontaktu,
- o materiál úchopného prvku je považován za absolutně tuhý,
- je uvažován jednoduchý tvar kontaktní plochy: skleněný objekt hladký rotačně souměrný, bez vzoru a úchopný prvek ve tvaru kulového vrchlíku,
- o viskoelastické chování skla je modelováno ideálně plastickým chováním,
- přísuv do kontaktu se děje konstantní rychlostí, která je rovna radiální rychlosti pohybu úchopných prvků,
- koeficient tření je v kontaktní ploše považován za konstantní v celém průběhu kontaktní úlohy (bylo uvažováno  $f_s = 0, 2$ ),
- o materiálové parametry jsou závislé na teplotě,
- o dynamická viskozita skloviny je funkcí teploty a její průběh byl brán v souladu s doporučením [16] pro olovnatý křišťál,
- k tomu přistupují numerické problémy související s matematickým popisem řešené kontaktní úlohy (adaptivní síťování, způsob detekce kontaktu, zvolené tolerance apod.).

### 3.1.2 Výsledky numerické simulace

Model, realizovaný na základě uvedených omezení, dovoluje pro předem zvolenou teplotu skla stanovit velikost kontaktních (reakčních) sil v závislosti na zvolené rychlosti přísunu úchopného prvku do kontaktní vazby a následně stanovit rozložení deformací, popř. napjatosti ve vazbě na okamžitou polohu kontaktních těles.

Simulační výpočty byly prováděny pro rozsah teplot skleněného objektu v intervalu 500 °C až 550 °C, který byl vybrán na základě pyrometrického měření povrchové teploty skleněného výrobku pyrometrem firmy Raytec, typ RAYNGER 3i G5SC s pracovní vlnovou délkou 5  $\mu$ m. Byl zjištěn průběh teplot podél meridiánu povrchu, kde rozdíly činí nejvýše 40°C a střední hodnoty teplot mají cca 510 °C. Rozdíly teplot pro obě formy dvoupozicového lisu jsou menší než 35 °C.

Umístění kontaktní roviny bylo voleno v souladu s *obr. 3.2* ve dvou úrovních vzdálenosti od okraje vázy: v horní kontaktní rovině pro  $\Delta = 25 mm$  a v dolní kontaktní rovině pro  $\Delta = 75 mm$ . Dosažené výsledky jsou shrnuty v *obr. 3.4, 3.5* a ukazují průběh kontaktních deformací spojených s uvedenou kontaktní silou při teplotě *520°C* po *2* sekundách působení pro obě polohy kontaktní roviny.

Z hlediska aplikačního využití jsou z celé škály potenciálních výstupů [58, 59, 60, 61] zajímavé hodnoty kontaktní síly způsobující deformace skleněného polotovaru zvolenou rychlostí přísuvu v závislosti na teplotě skla v místě kontaktu. *Tab. 3.1* předkládá tyto výsledky

v komprimované podobě a navíc ukazuje závislost kontaktní (reakční) síly na požadované rychlosti přísunu úchopného prvku do kontaktu.

**Tab. 3.1** Kontaktní síly v závislosti na teplotě (vysoké hodnoty kontaktních sil při nižších teplotách jsou pouze fiktivní, neboť přesahují pevnost sledovaného objektu)

	Teplota [°C]	500	510	520	530	540	550
1	Kontaktní síla nahoře, při v <sub>1</sub> =0,3 mm.s <sup>-1</sup>	460	160	58	22	8,5	3,2
2	Kontaktní síla dole, při v <sub>2</sub> =0,3 mm.s <sup>-1</sup>	700	230	85	30	13	5,4
3	Kontaktní síla dole, při v <sub>1</sub> =0,6 mm.s <sup>-1</sup>	5460	1894	685	258	101	42
4	Index působících sil při různých rychlostech (řádek 3 : 2)	7,8	8,23	8,05	8,6	7,77	7,78

Pro přehlednost byly provedeny simulační výpočty podrobněji pro zvolenou teplotu 520°C a rozdílné rychlosti přísuvu úchopného prvku do kontaktu a výsledky jsou shrnuty na *obr. 3.3*.



*Obr. 3.3* Závislost úchopné síly na čase (době působení) a rychlosti úchopných prvků pro teplotu objektu 520 °C

Je zřejmé, že uvedené výsledky numerické simulace umožňují posoudit deformační charakteristiky uchopovaného objektu v závislosti na aplikované teplotě a době uchopení. Jestliže na objekt působí požadovaná úchopná síla  $F_U = 180 N$ , která je zároveň kontaktní silou, po dobu manipulace, což je doba uchopení t = 1,6 s, pak se při teplotě skleněné vázy 520°C vytvoří na jejím povrchu otlak definovaný největší deformací v radiálním směru o velikosti 0,6 mm (obr. 3.3).



**Obr. 3.4** Rozložení deformačního pole [mm] při uchopení v horní kontaktní rovině (teplota 520 °C, kontaktní úchopná síla cca 58 N, rychlost prvků 0,3 mm.s<sup>-1</sup>)



**Obr. 3.5** Rozložení deformačního pole [mm] při uchopení v horní kontaktní rovině (teplota 520 °C, kontaktní úchopná síla cca 85 N, rychlost prvků 0,3 mm.s<sup>-1</sup>)

Na základě provedené podrobné analýzy výsledků počítačové simulace, jejíž dílčí grafické výstupy jsou uvedeny výše, je možné konstatovat, že:

- teplota uchopovaného objektu ovlivňuje deformační charakteristiky (tj. velikost deformací v místě kontaktu) dominantním způsobem,
- o vhodná lokalizace úchopných bodů ovlivňuje rovněž významně velikost deformací,
- velikost deformace v radiálním směru se podél tloušťky skla prakticky nemění (deformovaná površka vnějšího a vnitřního povrchu jsou přibližně ekvidistantní),
- v souladu s *tab. 3.1* je zřejmé, že snížení deformační rychlosti zhruba na polovinu je podmíněno snížením působící úchopné kontaktní síly cca 8 krát,
- velikost kontaktních deformací narůstá při neměnné teplotě úměrně době uchopení (době manipulačního cyklu).

Prezentovaný počítačový model umožňuje základní kvantifikaci empiricky ověřených skutečností povrchové citlivosti žhavého výlisku na kontaktní deformace během manipulace. Ukazuje na nezbytnost zintenzivnění chladicích postupů, přičemž snížení teplot povrchu výlisku o cca 20°C může mít zásadní význam v eliminaci otlaků na skle. Zjednodušení prezentovaného modelu (zejména absolutní tuhost a tvar úchopných prvků a absence přestupu tepla) vyostřilo působící vlivy, ovšem se zachováním kvalitativní tendence. Ve skutečnosti lze očekávat nižší míru deformací a otlaků žhavých skleněných výlisků během automatické manipulace na teplém konci výrobní linky.

## 3.2 Uchopovaní a manipulace žhavých polotovarů podtlakovým chapadlem

Použití podtlakových chapadel v automatické manipulaci s žhavými skleněnými polotovary je omezeno jak provozně parametry použitého vakua v rozvodu, tak plochou objektu v místě uchopení. Čelní uchopení objektu v souladu se schématem na *obr. 3.6* je z hlediska polohy těžiště objektu excentrické a působení setrvačných sil je spojeno s posouvajícími silami v rovině uchopení a také s klopnými momenty, které mohou během automatické manipulace vést k porušení stability uchopení. V případě, že má objekt extrémní hmotnost, je vakuově vyvozená úchopná síla nedostatečná, což vyžaduje přistoupit ke kombinovanému mechanicko-podtlakovému uchopení.

Kapitola předkládá možné způsoby řešení speciálních chapadel pro robotizovanou manipulaci se žhavými výlisky ze skla. Je předložen zjednodušený postup verifikace numerického modelu kontaktní úlohy při podtlakovém uchopování a ukázán nový způsob řešení kompenzátoru setrvačných sil a momentů při excentrickém uchopování. V závěru je popsán konstrukční princip kombinovaných chapadel a na základě výstupů z počítačové simulace je vyhodnocen přínos kompenzačního prvku pro stabilní uchopení extrémně hmotných výlisků ze skla.

#### 3.2.1 Výpočetní model podtlakového uchopení

Uchopovaným objektem byla pro výchozí model použita rotačně souměrná skleněná váza hladkého tvaru z olovnatého křišťálu s 21 % PbO (modul pružnosti E = 58 417 MPa, modul pružnosti ve smyku G = 24 133 MPa, Poissonova konstanta  $\mu = 0,211$ , hustota  $\rho = 2203,6 \text{ kg.m}^{-3}$ , hmotnost m = 2,86 kg, tloušťka skla s = 10 mm, střední poloměr horního okraje  $R_c = 77,5 \text{ mm}$  a vzdálenost těžiště od horního okraje vázy je  $I_T = 200 \text{ mm}$ ). Uchopení je realizováno podtlakově ( $\Delta p = 51$  300 Pa), přes přírubu, za horní okraj vázy. Kontaktní rozhraní tvoří těsnění z kompozitního materiálu s elastickými vlastnostmi podobnými technické pryži. Toto těsnění bylo pro numerickou simulaci popsáno Mooney-Rivlin reologickým modelem s materiálovými vlastnostmi danými konstantami  $C_{10} = 8$  MPa a  $C_{01} = 2$  MPa. Koeficient tření mezi styčnými plochami skla a kompozitu je  $f_s = 0,5$ . V rámci počítačové simulace nebyl uvažován přestup tepla mezi vázou a opěrnou vložkou.



Výpočetní model ukazuje [57, 62, 63] poměry při uchopení během držení objektu v klidu a během manipulace se zatížením dynamickými silami. Pro jednoduchost předpokládejme, že během držení je válcový tenkostěnný objekt přitlačován úchopnou silou na desku úchopné hlavice, pro kterou v souladu s *obr. 3.6* platí

$$F_U = \pi \cdot (p_a R^2 - p_1 r^2). \tag{1}$$

Touto silou je vytvořen přítlak na okraj objektu  $p_k$ , který v případě držení, kdy na objekt působí jen síla tíže, je rozdělen rovnoměrně a lze psát

$$p_k = \frac{\pi \cdot (p_a R^2 - p_1 r^2) - m \cdot g}{\pi \cdot (R^2 - r^2)}.$$
 (2)

Pokud lze těleso úchopné hlavice i objekt považovat za absolutně tuhé a kompozitní vložka má elastické chování, pak při vodorovném pohybu působí na objekt setrvačné síly a klopný moment  $M = m.a.l_{T}$ ,

Obr. 3.6 Základní výpočtový model

který naklopí objekt o úhel  $\Delta \Phi$  a tím dojde k rozdělení kontaktního tlaku  $p_k(\varphi)$  v závislosti na úhlu  $\varphi$ , odměřovaného po obvodu kontaktního okraje. Podle *obr. 3.6* bude pro změny kontaktního napětí na elementárních ploškách  $dS = R_c.s.d\varphi$  určující stlačení vložky  $\Delta l = R_c.cos$  $\varphi.\Delta \Phi$  a pro změnu kontaktního tlaku bude platit

$$\Delta p_{k}(\varphi) = \varepsilon \cdot E = \frac{\Delta l}{l_{0}} \cdot E = \frac{R_{c} \cdot \cos \varphi \cdot \Delta \Phi}{l_{0}} \cdot E$$
$$= \frac{R_{c} \cdot \Delta \Phi \cdot E}{l_{0}} \cdot \cos \varphi = \Delta p_{k \max} \cdot \cos \varphi,$$
(3)

kde  $\Delta p_{k max}$  je amplituda změn přítlaku po obvodu kontaktní plochy. Pro elementární vyrovnávací moment zřejmě platí

$$dM = \Delta p_{k \max} \cdot \cos \varphi \cdot R_C \cdot s \cdot d\varphi \cdot 2 \cdot R_C \cdot \cos \varphi \Rightarrow$$
  

$$dM = 2 \cdot \Delta p_{k \max} \cdot R_C^2 \cdot \cos^2 \varphi \cdot s \cdot d\varphi$$
(4)

a po integraci (4) vzhledem k symetrii bude

$$M = 2 \cdot \Delta p_{k \max} \cdot R_c^2 \cdot s \cdot 2 \int_0^{\pi/2} \cos^2 \varphi \, d\varphi = \pi \cdot \Delta p_{k \max} \cdot R_c^2 \cdot s \tag{5}$$

a odsud pak za předpokladu, že

$$p(\varphi) = p_k + \Delta p_{k \max} \cdot \cos \varphi \tag{6}$$

a pro pootočený souřadný systém  $\psi = \varphi + \pi$  lze v souladu s výstupy ze simulačních výpočtů psát

$$p(\psi) = p_k - \frac{M}{\pi \cdot R_c^2 \cdot s} \cdot \cos \psi.$$
<sup>(7)</sup>

Pro hodnoty použité v simulačních výpočtech bude  $p(\psi) = 0,269 - 0,059.cos(\psi)$  a pro kontaktní síly na elementech s poloměrem  $R_c$  dostaneme  $F_k(\psi) = p(\psi).S$ , kde  $S = R_c \cdot \Delta \varphi \cdot s/6$  $= 27,17 \text{ mm}^2$  je plocha středového elementu. Vypočtené kontaktní síly jsou ukázány na *obr*. 3.7 v konfrontaci s numerickou simulací a je zde patrná poměrně dobrá shoda výsledků.





K porušení stability uchopení může dojít ze dvou důvodů. Prvním je vliv působícího klopného momentu, který vyvolá pokles přítlaku v kritickém místě a dojde k porušení těsnosti. Pro mezní hodnotu  $p(\psi) = 0$  bude přípustný klopný moment  $M = m.a.l_T$  menší než moment stanovený podle vztahu (5) a musí tedy platit

$$a \le \frac{\pi \cdot R_c^2 \cdot s \cdot p_k}{2 \cdot m \cdot l},\tag{8}$$

což pro zadané hodnoty představuje  $a_{KR} \leq 4,5.g$ .

V druhém případě může k porušení stability uchopení dojít také vlivem posunutí objektu po kontaktní ploše vlivem posouvající síly v rovině uchopení, která má hodnotu T = m.a, přičemž součet třecích sil v kontaktní ploše lze stanovit ze vztahu  $T = f_S \cdot \int dN$ , kde  $dN(\psi) = (p_k - 2 \cdot M \cdot \cos \psi / \pi \cdot R_c^2 \cdot s) dS$  je normálová síla na element plochy. Po integraci v mezích  $\psi \in \langle 0, 2\pi \rangle$  lze psát

$$T = 2 \cdot \pi \cdot f_S \cdot R_C \cdot s \cdot p_k = m \cdot a_{KR} \tag{9}$$

a odsud po dosazení podmínku  $a_{KR} \le 23, 3.g.$  Z uvedeného vyplývá, že pro hodnocený případ dojde ke ztrátě stability uchopení vlivem porušení těsnosti zavzdušněním vakuovaného prostoru již pro  $a \ge a_{KR} = 4, 5.g.$  Porušení stability uchopení vlivem posunutí objektu v rovině uchopení je nebezpečné při nízkých hodnotách součinitele tření. Pro zvolenou materiálovou dvojici je koeficient tření  $f_s = 0, 5$  a k porušení stability by mohlo dojít až při cca pětinásobném zrychlení ve srovnání s kritickým zrychlením při zavzdušnění, přičemž tento případ nemůže prakticky pro uvažované parametry nastat.



**Obr. 3.8** Rozložení kontaktních sil  $F_{\kappa i}(\varphi)$  [N]

Zpracovaný počítačový model rovněž umožňuje velmi podrobně pro zvolený stupeň vakua stanovit rozložení normálových kontaktních sil  $F_{Ki}$  v závislosti na zvoleném zrychlení *a* rovnoběžném s osou *y*. Na *obr. 3.8* je pro vybrané zrychlení *a* = 4.*g* charakteristický profil rozložení kontaktních sil  $F_{Ki}$  ( $\varphi$ ) v kontaktní rovině, tj. mezi horním okrajem objektu a těsnící opěrnou vložkou. Součet kontaktních sil definuje celkovou integrální sílu  $F_K$  tak, že

$$F_K = \sum_{i=1}^n F_{Ki},$$
 (10)

kde *i* je konečný počet kontaktních nódů (výpočetních uzlů), který je dán strukturou sítě konečných prvků na výpočetním modelu. Simulační výpočty byly prováděny pro hodnoty zrychlení v intervalu od 0,5.g až 4.g a jsou shrnuty do grafu na obr. 3.9.

Z obr. 3.8 a z grafického průběhu kontaktních sil v okrajových uzlech (obr. 3.9) je patrné, že síla  $F_{Ki} (\varphi, R) = F_{Ki} (0^\circ, R) = F_{Ki} (360^\circ, R)$  nabývá hodnot blížících se k nule a i malé zvýšení setrvačných sil může vést k porušení těsnosti vakuovaného objemu a následnému odtržení objektu od opěrné vložky.



**Obr. 3.9** Průběh kontaktních sil  $F_{\kappa i}(\varphi, R)$  v závislosti na zrychlení a

#### 3.2.2 Princip kompenzace setrvačných sil a momentů

Pro eliminaci vlivu setrvačných sil na průběh kontaktních sil bylo v rámci řešení [64] navrženo konstrukční řešení podtlakové úchopné hlavice <u>1</u> s kompenzátorem dynamických sil *(obr. 3.10)*. Úchopný prvek s těsněním <u>3</u> je uložen kloubovým uložením <u>2</u> a může se naklápět spolu s objektem manipulace <u>7</u>. Kompenzační prvek <u>5</u> spolu s opěrným kroužkem <u>6</u> tvoří tuhou opěru, která umožňuje zachycení klopného momentu *(obr. 3.11)* a minimalizuje působení třecí radiální síly v místě kontaktu.



**Obr. 3.10** Princip kompenzátoru setrvačných sil a klopných momentů [50]:  $\underline{1}$  – vakuová úchopná hlavice,  $\underline{2}$  – kloubové uložení kompenzátoru,  $\underline{3}$  – těsnění,  $\underline{4}$  – příruba,  $\underline{5}$ ,  $\underline{6}$  – kompenzační prvek s opěrným kroužkem,  $\underline{7}$  – objekt manipulace (váza)



Obr. 3.11 Detail kontaktu objektu s opěrným kroužkem [N]



#### **Obr. 3.12** Průběh kontaktních sil F<sub>Ki</sub> (φ, R) při použití kompenzátoru

Přínos řešení podtlakové úchopné hlavice s kompenzátorem klopných momentů je oproti standardnímu řešení evidentní a z grafu na *obr. 3.12* je patrné, že došlo k minimalizaci špiček kontaktních sil a zrovnoměrnění silového kontaktního pole mezi těsnícím kroužkem a okrajem skleněné vázy. Navíc je možné konstatovat, že aplikace kompenzátoru zaručuje pouze minimální změny kontaktních sil v závislosti na zrychlení a logicky ukazuje na jednoznačné výhody realizace centrického uchopení objektů v rovině těžiště nebo v symetricky orientovaných rovinách oproti těžišti.

V případě uchopování sortimentu s extrémními hmotnostmi při relativně malém průměru přídavné komory (kopny) výlisku je úchopná síla vyvozená podtlakovým způsobem nedostatečná a je nutné volit mechanické a lépe kombinované uchopení. Vhledem k extrémní teplotní expozici radiací je konstrukční řešení nutné podřídit požadavku jednoduchosti a dlouhodobé provozní spolehlivosti.

Bezpečné a stabilní uchopení objektu je základním požadavkem robotizované manipulace. Obecným problémem je při automatické výrobě skla ztížené pracovní prostředí s vysokými teplotami a tomu musejí být podřízeny i konstrukční principy chapadel.

Předkládané výstupy ověřují platnost a praktickou využitelnost použitého numerického modelu kontaktní úlohy, uvádějí možnost eliminace účinků setrvačných sil při podtlakovém necentrickém uchopení a ukazují cestu principiálního řešení chapadel pro šetrnou manipulaci s dutými skleněnými objekty na teplém konci výrobní linky při vyjímání z lisovacích forem apod.

#### 3.3 Manipulace s přířezy skla na studeném konci výrobní linky

Na studeném konci výrobní linky, kdy jsou teploty skleněných polotovarů a výrobků výrazně pod transformační teplotou a vykazují elastické chování, nedochází vlivem kontaktu úchopných prvků nebo vakua k trvalé změně lokální ani globální geometrie uchopeného objektu. U spotřebního skla se standardně řeší problémy spojené s geometrií úchopných prvků, aby výsledné uchopení bylo stabilní, bezpečné a nedocházelo k poškození povrchu skla např. poškrábáním. Naopak u manipulačních procesů s plochým sklem je kromě dimenzování podtlakových úchopných prvků a vakuového obvodu řešena problematika jejich optimálního rozmístění vzhledem k ploše (uchopovací rovině) a geometrii uchopeného přířezu skla. Při nevhodně zvolených parametrech se významným způsobem projevuje velmi nízká příčná tuhost přířezu skla závislá na tloušťce, která je v současné době až na úrovni pouhých 1,6, resp. 1,4 a 1,2 mm. Snižování tloušťky plochého skla je současný trend jak ve stavebním, tak převážně automobilovém nebo elektrotechnickém průmyslu a postupně vede k zavádění úplně nových nebo výrazným způsobem inovovaných technologií u výrobců plochého skla. Nízká tuhost skla v kombinaci s nevhodně navrženou (strukturou uchopení) úchopnou hlavicí a dynamických charakterem manipulačního procesu způsobuje rozkmitání přířezu [65, 66, 67, 68] a následnou progresi šíření trhlin od lomových hran skla nebo možný kontakt s perifériemi výrobních strojů, což vede k nežádoucímu poškození nebo dokonce destrukci uchopeného skla. Nastíněný problém byl podrobně zmapován v [69, 70, 71, 72] a řešen v disertační práci autora. V dále uvedené kap. 3.3.1 je problém rozšířen o matematickou formulaci úlohy optimálního návrhu rozmístění přísavek a další aspekty související s maximálním rozměrem přířezu a přesností polohovaní průmyslových robotů (kap. 3.3.2).

Jumbo formátové přířezy plochého skla v současné době představují tabule s maximálními rozměry *3,21 x 6 m*. Výroba skla a jeho následné zpracovatelské procesy dnes prezentují vysoce sofistikované a téměř plně automatizované výrobní linky, ve kterých je řada technologických operací doplněna automatickými systémy manipulační techniky, kdy jde o transport tabulí z válečkové trati výrobní linky do speciálně navržených přepravních palet.

Ve zpracovatelských procesech výroby orientovaných zejména do oblasti automobilového průmyslu a stavebnictví se jedná o dílčí manipulační úlohy spojené se specifickými výrobními a zpracovatelskými postupy od řezání, vrtání, broušení hran, přes párovací úkony (výroba vrstvených bezpečnostních skel) až po např. potiskovací operace, lepení, tvarovaní, bezkontaktní měření geometrie a další.

#### 3.3.1 Matematické aspekty úlohy optimálního rozmístění přísavek

V disertační práci [73] je navržena metodika hledání optimální polohy přísavek vzhledem k uchopené tabuli analýzou vlastních frekvencí soustavy a rozkmitů desky ve sledovaných bodech v kombinaci s výpočetním software na bázi konečných prvků [74, 75, 76]. U rozsáhlejších úloh je významným negativem uvedených postupů značná časová náročnost,

kterou je možné s využitím matematické formulace optimálního postupu řešení minimalizovat nalezením předem zvoleného optimalizačního kritéria [77, 78].



#### Obr. 3.13 Výchozí předpoklad řešení, uchopená deska

Pro zjednodušený statický případ pružně a vzhledem k příčné i podélné ose symetricky uložené homogenní obdélníkové tabule *(obr. 3.13)* zatížené pouze vlastní hmotou s volnými okraji zaujímající oblast

$$G = \left\{ (x, y, z); (x, y) \in \Omega, -\frac{h}{2} < z < \frac{h}{2} \right\},$$
(1)

kde  $\Omega = [0, a] \times [0, b]$ , *h* je konstantní tloušťka a konstanty 2.*a*, 2.*b* jsou rozměry, bude rovnice rovnováhy vycházející z podmínky rovnováhy vnitřních a vnějších sil ve směru kolmém k rovině tabule v diferenciálním tvaru [79]

$$R \cdot \left[ \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} \right] = q, \qquad (2)$$

kde *q* je plošná hustota desky a *R* ohybová tuhost. Vzhledem ke struktuře uchopení je možné uvažovat pouze čtvrtinový model, který předpokládá, že deska je na dvou stranách *x* = *a* a *y* = *b* (označme je  $\Gamma_1$  a  $\Gamma_2$ ) volně visící v prostoru a splňuje okrajové podmínky

$$\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \mu \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} = 0, \qquad \frac{\partial^3 w}{\partial x^3} + (2 - \mu) \frac{\partial^3 w}{\partial x \partial y^2} = 0 \text{ pro } x = a \text{ (na } \Gamma_1\text{)}, \tag{3}$$

$$\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \mu \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} = 0, \qquad \frac{\partial^3 w}{\partial y^3} + (2 - \mu) \frac{\partial^3 w}{\partial x^2 \partial y} = 0 \text{ pro } y = b \text{ (na } \Gamma_2\text{)}. \tag{4}$$

Na dalších dvou stranách x = 0 a y = 0 (označme je  $\Gamma_3$  a  $\Gamma_4$ ) volná, přičemž z podmínky symetrie dostaneme okrajové podmínky

$$\frac{\partial w}{\partial y} = 0, \qquad \frac{\partial^3 w}{\partial x^3} + (2 - \mu) \frac{\partial^3 w}{\partial x \partial y^2} = 0 \text{ pro } x = 0 \text{ (na } \Gamma_3\text{)}, \tag{5}$$

$$\frac{\partial w}{\partial x} = 0, \qquad \frac{\partial^3 w}{\partial y^3} + (2 - \mu) \frac{\partial^3 w}{\partial x^2 \partial y} = 0 \text{ pro } y = 0 \text{ (na } \Gamma_4\text{)}. \tag{6}$$

Dále předpokládejme, že uvnitř oblasti  $\Omega$  jsou dány čtyři pevné podpory v bodech  $B_i = [X_i, Y_i]$  pro i = 1, 2, 3, 4, ve kterých je deska oboustranně uchycena. Dostaneme tedy další podmínky ve tvaru

$$w(B_i) = 0, \qquad \frac{\partial w}{\partial x}(B_i) = 0, \qquad \frac{\partial w}{\partial y}(B_i) = 0 \ pro \ i = 1, 2, 3, 4. \tag{7}$$

Standardním způsobem definujeme prostor geometricky přípustných polí posunutí jako prostor funkcí s konečnou energií splňujících stabilní okrajové podmínky ve tvaru

$$W = \begin{cases} v \in W^{2,2}(\Omega); v(B_i) = 0, & \frac{\partial v}{\partial x}(B_i) = 0, & \frac{\partial v}{\partial y}(B_i) = 0 \text{ pro } i = 1, 2, 3, 4, \\ & \frac{\partial v}{\partial y} = 0 \text{ pro } x = 0, & \frac{\partial v}{\partial x} = 0 \text{ pro } y = 0 \end{cases},$$
(8)

ve kterém je funkcionál potenciální energie definován a nabývá svého minima. Připomeňme, že  $W^{2,2}(\Omega)$  je Sobolevův prostor s normou  $||.||_{2,2}$  definovanou vzorcem

$$\|u\|_{2,2} = \left(\int_{\Omega} \left(\sum_{|\alpha|=2} (R^{\alpha}u)^2 + u^2\right) dx dy\right)^{\frac{1}{2}}.$$
 (9)

Bilineární forma odpovídající Kirchhoffově hypotéze teorie desek je definována na W×W formulí

$$B(W,\varphi) = \int_{\Omega} \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} \frac{\partial^2 \varphi}{\partial x^2} + 2 \frac{\partial^2 W}{\partial x \partial y} \frac{\partial^2 \varphi}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 W}{\partial y^2} \frac{\partial^2 \varphi}{\partial y^2} d\Omega + \int_{\Gamma} \left( \frac{\partial^3 W}{\partial x^3} \varphi - \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} \frac{\partial \varphi}{\partial x} + \frac{\partial^3 W}{\partial x \partial y^2} \varphi - \frac{\partial^2 W}{\partial x \partial y} \frac{\partial \varphi}{\partial y} \right) n_x d\Gamma -$$
(10)
$$\int_{\Gamma} \left( \frac{\partial^3 W}{\partial y^3} \varphi - \frac{\partial^2 W}{\partial y^2} \frac{\partial \varphi}{\partial y} + \frac{\partial^3 W}{\partial x^2 \partial y} \varphi - \frac{\partial^2 W}{\partial x \partial y} \frac{\partial \varphi}{\partial x} \right) n_y d\Gamma,$$

kde  $\Gamma$ značí kladně orientovanou hranici oblasti  $\Omega$  a  $n_x$ ,  $n_y$  složky jednotkové vnější normály ve směru os x a y. Bilineární formu lze přepsat do tvaru

$$B(W,\varphi) = \int_{\Omega} \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} \frac{\partial^2 \varphi}{\partial x^2} + 2 \frac{\partial^2 W}{\partial x \partial y} \frac{\partial^2 \varphi}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 W}{\partial y^2} \frac{\partial^2 \varphi}{\partial y^2} d\Omega + - \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} \frac{\partial \varphi}{\partial x} n_x + \frac{\partial^2 W}{\partial y^2} \frac{\partial \varphi}{\partial y} n_y d\Gamma + \mu \int_{\Gamma_1 \cup \Gamma_2} - \frac{\partial^2 W}{\partial x \partial y} \frac{\partial \varphi}{\partial y} n_x + \frac{\partial^2 W}{\partial x \partial y} \frac{\partial \varphi}{\partial x} n_y d\Gamma.$$
(11)

Posunutí w hledáme jako prvek z W, a proto zatížení může být ztotožněno s prvky duálu W'. Definujme lineární funkcionál [80] na W jako

$$\langle F, \varphi \rangle = q \int_{\Omega} \varphi d\Omega \quad pro \ \varphi \in W, \tag{12}$$

kde q představuje plošnou hustotu desky (q = konst., q > 0). Dále budeme uvažovat množinu návrhových proměnných ve tvaru

$$U_a = \{W; B_i \in \Omega \ pro \ i = 1, 2, 3, 4\}.$$
(13)

Pro každé  $W \in U_a$  budeme uvažovat následující **stavovou úlohu:** hledáme  $w_W \in W$  takové, aby

$$B(w_W, \varphi) = \langle F, \varphi \rangle \ pro \ \varphi \in W. \tag{14}$$

Za předpokladu, že pro každé W  $\in$  U<sub>a</sub> existuje právě jedno řešení stavové úlohy, je možné uvažovat účelový funkcionál  $j: U_a \to \mathbb{R}^1$ :

$$j(u) = \|u\|_{C^1(\Omega)},$$
(15)

kde  $||.||_{c^{1}(\Omega)}$  je norma v prostoru spojitých funkcí majících spojitou první derivaci C<sup>1</sup>( $\Omega$ ) definovaná jako

$$\|u\|_{C^{1}(\Omega)} = \sup_{(x,y) \in \Omega} |u(x,y)| + \sup_{x \in \overline{\Omega}} \left( \left| \frac{\partial u}{\partial x}(x,y) \right| + \left| \frac{\partial u}{\partial y}(x,y) \right| \right).$$
(16)

Dále lze definovat

$$J(W) = j(w_W), \tag{17}$$

kde  $w_W$  je řešení příslušné stavové úlohy (14). Posledním krokem je pak řešení **úlohy optimálního návrhu**, kdy hledáme  $W_0 \in U_a$  splňující podmínku

$$J(W_0) = \min_{W \in U_a} J(W).$$
 (18)

Iterační postup hledání optimální polohy přísavek je ukázán na *obr. 3.14* až *3.16.* V každé iteraci je nejprve řešena stavová úloha (14) pro dané rozmístění přísavek a dále stanovována hodnota účelového funkcionálu (17). V dalších krocích je postupně vždy ve směru *x* a následně pak směru *y* provedena změna polohy přísavky, je znovu řešena stavová úloha a pro příslušnou změnu okrajových podmínek (polohy přísavek) stanovena nová hodnota účelového funkcionálu. Následně jsou stanovovány a vyhodnocovány parciální derivace funkcionálu tak, aby další změna okrajových podmínek, tj. změna polohy přísavek korespondovala se směrem definovaným největším rozdílem (gradientem) jeho funkčních hodnot.



**Obr. 3.14** Deformační pole uchopené desky (1., 2. krok)



Obr. 3.15 Deformační pole uchopené desky (3., 4. krok)



**Obr. 3.16** Deformační pole uchopené desky (5., 6. krok)

Velmi zjednodušený a v praxi používaný přístup bez značně komplikované matematické formulace optimálního postupu řešení představuje úloha vycházející z předpokladu prvotního nastavení polohy konečného počtu úchopných prvků se symetrickým uspořádáním na rámu úchopné hlavice. Typickým příkladem je manipulace tabule uchopené šestnácti přísavkami, které jsou rozděleny po čtyřech do čtyř sekcí vzhledem k těžišti tabule. V rámci jedné sekce je čtveřice přísavek rozmístěna na úhlopříčkách s polohou odpovídající roztečné kružnici s průměrem *d*.

Hodnota průměru roztečné kružnice má v tomto případě dominantní vliv na průběh a velikost elastických deformací uchopené tabule, které se mohou negativním způsobem projevovat během manipulačního cyklu, zejména pak např. v odkládacích nebo technologických fázích výroby. Velké deformace mohou způsobovat jednak nadměrné zatížení tabule vlivem nárůstu napětí nebo nežádoucí kontakty s perifériemi výrobních zařízení, které jsou zdrojem prvotního poškození výrobku.

Namodelováním konkrétní situace uchopené tabule s rozměrem cca 3210 x 3000 x 3,5 mm (polovina jumbo formátu) metodou konečných prvků lze pro různé průměry roztečných kružnic (polohy úchopných prvků) poměrně rychle analyzovat odpovídající deformační pole, jehož charakter rozložení a velikosti deformací jsou postupně vidět na *obr. 3.17 až 3.20.* Logicky je možné počítačový model uplatnit i pro posouzení vývoje napětí v uchopené tabuli a predikovat případy, ve kterých by bylo překročeno dovolené napětí.



**Obr. 3.17** Deformační pole pro průměr d = 440 mm (hodnoty deformací v legendě jsou v m)



*Obr. 3.18* Deformační pole pro průměr d = 880 mm (hodnoty deformací v legendě jsou v m)



**Obr. 3.19** Deformační pole pro průměr d = 1320 mm (hodnoty deformací v legendě jsou v m)



*Obr. 3.20* Deformační pole pro průměr d = 1760 mm (hodnoty deformací v legendě jsou v m)

Ze zpracovaných výsledků na obr. 3.21 vyplývá, že pro řešenou úlohu v režimu manipulace bez rázových dynamických změn polohy uchopené tabule dochází vlivem nevhodné konfigurace polohy úchopných prvků k vzniku značných elastických deformací atakujících hodnoty až 25 mm. Ve fázích manipulace zatížených zrychlením navíc dohází k významné progresi deformačních zón, což v konečném důsledku vede k řadě problémů během automatické výroby plochého skla vlivem tvarové nestability. Je evidentní, že problémy s nestabilitou tvaru tabule skla by bylo možné řešit extrémním navýšením počtu úchopných prvků, což však není možné technicky realizovat z důvodu energetických, finančních, ale i technických. Vzhledem k tomu se v technické praxi řeší konečný počet úchopných prvků, které jsou dimenzovány sohledem na konkrétní okrajové podmínky manipulace se zahrnutím bezpečnosti provozu [81, 82, 83]. Problémem následně zůstává jakým způsobem nastavit optimální polohu prvků tak, aby vznikající deformace u objektů s nízkou příčnou tuhostí byly minimální. Graf na obr. 3.22 ukazuje hodnoty deformací ve zvolených bodech tabule v závislosti na rozmístění úchopných prvků a zároveň je možné poměrně snadno identifikovat ideální polohu prvků. Pro zvolenou úroveň deformace tabule 2,5 mm pro všechny sledované body je optimální průměr roztečné kružnice v intervalu od cca 1210 do 1320 mm. Velmi podobnou metodiku a získané zkušenosti bylo možné využít i v dalších manipulačních procesech, jak je dále uvedeno v kap. 7.1.3.



— Průměr d = 440 mm — · Průměr d = 880 mm ---- Průměr d = 1320 mm – · – Průměr d = 1760 mm

Poloha na úhlopříčce[mm]

Obr. 3.21 Průhyb tabule podél úhlopříčky



Poloha úchopných prvků (průměr roztečné kružnice d) [mm]

Obr. 3.22 Optimální poloha úchopných prvků

## 3.3.2 Syntéza pružného uložení přísavek

Současným trendem automatizace manipulačních procesů ve výrobě a zpracování plochého skla je náhrada standardně užívaných manipulátorů multiúhlovými průmyslovými roboty se šesti stupni volnosti, doplněných multikontaktními podtlakovými úchopnými hlavicemi a pojezdem (obr. 3.23 a 3.24).



**Obr. 3.23** Náhrada manipulátorů (firma Grenzebach) paralelně kooperujícími roboty (firma KUKA)

Uvedená změna je provázena řadou problémů souvisejících zejména s nedostatečnou tuhostí skleněných přířezů, adhezními silami působících při oddělování jednotlivých tabulí a dále nutnou ochranou proti poškození povrchu. Manipulační úloha klade vysoké nároky na zajištění paralelního pohybu obou robotů a případné nepřesnosti se výrazně projevují nežádoucím zatížením uchopené tabule skla a nadměrným zatížením orientačního ústrojí (zápěstí) robotů.



**Obr. 3.24** Optimalizovaný systém podtlakové úchopné hlavice (<u>1</u> – průmyslový robot A, <u>2</u> – průmyslový robot B, <u>3</u> – rám úchopné hlavice, <u>4</u> – přísavka, <u>5</u> – uložení přísavky, <u>6</u> – jumbo přířez plochého skla)

Jedním ze zásadních parametrů ovlivňující kvalitativní charakter manipulační úlohy s jumbo formátovými přířezy plochého skla je přesnost polohování kinematického řetězce průmyslového robotu, kterou podmiňuje:

- o strukturální konfigurace kinematického řetězce,
- o tvarové a geometrické nepřesnosti jednotlivých členů kinematického řetězce,
- o mechanické vlastnosti členů (zejména tuhost, resp. elastické deformace),
- o vůle v uloženích a pohonech,
- o typ a uspořádání pohonu,
- o způsob a stupeň řízení a řídicího systému,
- o typ a úroveň senzoriky

a je definována jako rozdíl *APV<sub>0l</sub><sup>A,B</sup>* (1) mezi skutečnou a žádanou polohou koncového členu průmyslového robotu, tj.

$$\Delta \mathbf{PV}_{0i}^{A,B} = \mathbf{PV}_{0i}^{A,B, \text{ REAL}} - \mathbf{PV}_{0i}^{A,B, \text{ IDEAL}}, \qquad (1)$$

kde  $PV_{0i}^{A,B, REAL}$  a  $PV_{0i}^{A,B, IDEAL}$  jsou vektory 6x1 popisující polohu, natočení koncového bodu robotu a pozici pojezdového ústrojí vzhledem k referenčnímu souřadnému systému *(obr. 3.25)* a závisí na polohové konfiguraci a strukturálních parametrech kinematického řetězce [84]. Pro každou kinematickou dvojici je možno definovat chybu polohy, resp. orientace a zavést tzv. chybový vektor  $\varepsilon$  [85], který lze uplatnit v součinu s Jacobiho maticí  $J_e$ , formátu 6x6 [86] za předpokladu, že polohové chyby jsou minimální a definovat tak závislost přesnosti polohování (2) jako

$$\Delta \mathbf{PV}_{0i}^{A,B} = \mathbf{J}_{\mathbf{e}} \cdot \mathbf{\varepsilon}. \tag{2}$$



Obr. 3.25 Přesnost polohování kooperujících robotů

Přesnost polohování je v běžné inženýrské praxi definována v normách ISO 9283 a v ANSI/RIA R15.05-1 je definována jako střední přesnost polohování.

Uplatnění dvou paralelně kooperujících robotů při manipulaci s jumbo formáty plochého skla s sebou přináší řadu nových požadavků v konstrukci úchopných hlavic a na zajištění pohybové koordinace dráhy obou robotů, aby bylo minimalizováno namáhání uchopené tabule skla i zatěžování koncového členu robotu, včetně kloubů orientačního ústrojí. Namáhání lze minimalizovat systémy RCC kompenzátorů polohy doplněné funkcí silové, resp. momentové ochrany, zařazením pružně uložených podtlakových úchopných prvků do rámu podtlakové hlavice nebo využít kombinace obou možností.

V rámci řešení byla metodou konečných prvků provedena analýza mechanického chování uchopené tabule skla (3,21 x 6 x 0,004 m) vzhledem k rozdílné orientaci os úchopných hlavic. V první i druhé fázi řešení byly zanedbány dynamické účinky a celá úloha byla řešena pseudostaticky s cílem nalezení přípustných osových odchylek úchopných hlavic, aby nedošlo k destrukci uchopeného skla nebo poškození kinematiky robotů vlivem nadměrného zatížení, které vzniká při nedostatečném zachování paralelnosti, resp. rovinnosti kontaktní (uchopovací) roviny. Byla uvažována standardně koncipovaná 16-ti prvková úchopná hlavice (s rozmístěním přísavek podle *obr. 3.26*), přičemž byly řešeny dva základní případy namáhání desky v ohybu a zkrutu v rozsahu od 1° do 5°. Dalším zjednodušujícím předpokladem byl fakt, že kinematická struktura robotu a podtlaková úchopná hlavice tvoří absolutně tuhý systém [87, 88, 89, 90].



Obr. 3.26 Rozmístění přísavek

Vzhledem k tomu, že uspořádání úchopných prvků s nehybným uložením je zdrojem vzniku nepříznivého napětí ve skle, byl ve druhé fázi tuhý systém uložení přísavek nahrazen dorazovým kompenzátorem polohy s kloubovým uložením a definovanou osovou tuhostí, který byl zakomponován do počítačového modelu formou pružných "LINK" elementů (technologie zadávání okrajových podmínek v softwarovém produktu MSC.Marc), což výrazným způsobem zvýšilo úroveň reprezentativnosti výpočetního modelu. Tento model umožnil ověření vlivu pružného uložení na vznik a rozložení napěťových polí v uchopené tabuli skla a určit hodnoty kontaktních sil v osách přísavek, které tvoří soustavu sil zatěžujících kombinovaným způsobem chapadlo a zprostředkovaně zápěstí robotu.

Klasický upevňovací element podle *obr. 3.27a* zahrnuje kulový kloub eliminující nepřesnosti orientace přísavky v konstrukci úchopné hlavice a pro případ manipulace s velkými formáty skla umožňuje rovněž pro každou lokální přísavku její orientaci do tečné roviny k ploše skla. Dvě použité pružiny mají naprosto rozdílnou funkci – pružina  $1(k_1)$ , která má cca 10 - 20x menší tuhost oproti pružině  $2(k_2)$ , je určena ke kompenzaci nepřesností najetí na objekt, zatímco horní pružina  $2(k_2)$  omezuje při rázech dynamické špičky zatížení v místě uchopení.



Obr. 3.27 Kompenzační systémy uložení přísavek

Tento upevňovací element přísavky je funkční pro případ manipulace v horizontální rovině, avšak pro paletizaci, kdy je sklo odkládáno se sklonem 72° oproti horizontále do přepravních stojanů [91], je asymetrie tuhosti uložení nepřijatelná. Proto byl navržen nový typ uložení *(obr. 3.27b)* mezi dvě shodné dvojice pružin umožňujících mechanickou modifikaci průběhu jejich tuhosti v závislosti na podmínkách provozu.

Pro přiřazené hodnoty nepřesnosti orientace kooperujících robotů v intervalu od 1° do 5° jsou pro pružné uložení úchopných prvků na *obr. 3.28* a *3.29* uvedeny výsledky rozložení napěťových polí pro torzní a ohybové namáhání uchopené tabule skla.

Analýza výsledků mimo jiné ukázala, že již minimální odchylky v orientaci úchopných hlavic, resp. zápěstí robotu v řádech několika úhlových stupňů, vedou při tuhém uložení prvků k překročení hodnot dovoleného napětí v uchopené tabuli.











Obr. 3.29 Namáhání tabule ohybem [Pa]

Vysoké hodnoty maximálního napětí jsou příčinou vzniku trhlin šířících se od lomových hran skla, které mohou v konečném důsledku způsobit nenávratné poškození nebo destrukci tabule. Na *obr. 3.30* je prezentován průběh závislosti maximálního napětí na hodnotě natočení (nepřesnosti orientace) a charakteru tuhosti pružného uložení přísavky v intervalu od *0,5* do *3,0 N.mm*<sup>-1</sup> pro torzní případ namáhání. Hranice dovoleného napětí v uchopeném přířezu je standardně na úrovni cca *35 MPa*. Je evidentní, že zařazením pružných kompenzačních elementů dochází k minimalizaci napětí řádově o desítky *MPa* oproti tuhému uložení. Tento fakt rovněž výrazným způsobem snižuje silové a momentové zatížení mechaniky zápěstí robotů, což dovoluje využít i roboty s nižší jmenovitou nosností, které disponují vyšší opakovatelnou přesnosti polohování.





Pro hodnoty zatížení jednotlivých přísavek bylo snadné stanovit výslednici silového působení pro pseudostatické zatěžování příruby obou robotů A, B (*v souladu se situací na obr.* 3.25) vztažené k lokálním souřadným systémům ( $O_i^A$ ,  $x_i^A$ ,  $y_i^A$ ,  $z_i^A$ ), resp. ( $O_i^B$ ,  $x_i^B$ ,  $y_i^B$ ,  $z_i^B$ ) a hodnoty výsledných momentů  $M_x$  a  $M_y$  zatěžujících přírubu chapadla v osách *x* a *y* jsou ukázány souhrnně na *obr.* 3.31.

Je možné konstatovat, že pro zatěžování skla i pro zatěžování koncového členu robotu jsou nebezpečná právě torzní namáhání. Zároveň se podařilo prokázat, že zařazením pružných kompenzačních elementů upraveného typu, tj. mezi dvojici shodných pružin vhodné tuhosti (testováno pro hodnoty  $k_1 = 0,5 - 3,0 \text{ N.mm}^{-1}$ ,  $k_2 = 3 - 18 \text{ N.mm}^{-1}$ ), lze snížit hodnoty napětí ve skle řádově o desítky MPa a zatížení příruby robotu eliminovat na hodnotu cca 30 % hodnoty spočítané pro tuhé uložení.



Obr. 3.31 Zatížení příruby robotu

Podrobnou analýzou výsledků je možné prediktivně minimalizovat nároky na zatížení orientačního ústrojí průmyslového robotu vhodnou konstrukcí podtlakové úchopné hlavice. Rovněž je zřejmé, že analýza dovoluje stanovit maximální možnou míru nepřesnosti polohování a orientace koncového členu (příruby) robotu tak, aby nedocházelo k nadměrnému zatížení uchopeného objektu vedoucí k jeho možnému poškození.

### 4 Deformační chování přísavek

Charakteristickým rysem manipulačního procesu je proměnné kombinované axiální a radiální zatěžování přísavek, integrovaných do rámu podtlakové úchopné hlavice, obecnými silami *F<sub>AX</sub>* a *F<sub>RAD</sub>*. V důsledku změn orientace uchopovací kontaktní roviny přířezu skla vůči horizontále jsou výrazné změny poměru složek zatížení *F<sub>AX</sub>/F<sub>RAD</sub>* během manipulačního cyklu. Průběh zatěžování je rovněž výrazně modifikován setrvačnými a rázovými silami. Konstrukční řešení aktivní podtlakové úchopné hlavice proto vyžaduje aplikovat pružinové kompenzátory a optimalizovat nastavení manipulačního cyklu. Pro správný návrh úchopné hlavice je nutné stanovit příslušnou úchopnou sílu, která je nezbytná pro bezpečné držení objektu během manipulace. Vzhledem k tomu, že deformační kontakt přísavky a skla prezentuje poměrně složitou kontaktní úlohu, nelze situaci uspokojivě popsat prostřednictvím analytického modelu uvedeným např. v [92].

Analýza problému deformačního chování přísavky spadá do oblasti řešení deformačních kontaktních úloh se specificky definovanými okrajovými podmínkami a materiálovým modelem kontaktujících těles a byla provedena s využitím počítačové simulace [93, 94].

Vzhledem k měnící se aktivní ploše přísavky, definované činným průměrem, bylo nutné speciální programovou subroutinou nastavit okrajovou podmínku, která omezuje účinek podtlaku, tj. definuje plochu, kde podtlak na dané kontaktní ploše elementu působí (podílí se na kumulativním vytváření úchopné síly), a kde nikoliv. Plocha byla aktualizována v závislosti na zatížení. Aktuální kontaktní plocha, odpovídající úrovni zatížení, byla detekována s ohledem na stav kontaktujících těles (kvalitu kontaktu) v každém kroku výpočtu. Tento efekt, realizovaný s využitím programové subrutiny, výrazným způsobem napomohl k dosažení [95].

Byly řešeny případy jednoduchého axiálního, radiálního a také kombinovaného způsobu zatěžování přísavky s geometrickým průměrem *60 mm* pro čtyři úrovně podtlaku. Třecí poměry byly popsány proměnnými hodnotami koeficientu tření v intervalu od *0,1* do *0,7* s respektováním závislosti třecí síly *F*<sub>f</sub> na relativní třecí v rychlosti a Stribeckova efektu [47, 96, 97] v souladu se vztahem

$$F_f(v_R) = f_s \cdot F_n \cdot sign(v_R) + \sigma_v \cdot v_R + F_s(v_R), \tag{1}$$

kde  $F_n$  je normálová síla,  $f_s$  koeficient tření,  $\sigma_v$  viskózní tření a  $F_s$  je magnituda Stribeckova tření ve fázi klouzání přísavky po povrchu skla, jejíž stanovení je poměrně problematické. Vzhledem k tomu, byl nakonec pro popis třecí síly a v provedených výpočtech využit tzv. Arkustangent model [25], který je standardně součástí řady výpočetních SW a platí, že

$$F_f(v_R) = -f_s \cdot F_n \cdot \frac{2}{\pi} \cdot \arctan\left(\frac{\|v_R\|}{p}\right) \cdot \boldsymbol{t},\tag{2}$$

kde  $t = v_R/IIv_RII$  je tečný vektor ve směru relativní rychlosti, výpočetní parametr p je v intervalu od 1 do 10 % relativní třecí rychlosti a byl nastaven na základě analýzy experimentálních dat. Vliv parametru je patrný z grafu na *obr. 4.1*.

Parametry výpočtu byly odladěny z hlediska stability výpočtu, efektivního využití operační paměti počítače a dosažení uspokojivé doby výpočtu. Výsledky simulace byly porovnány s naměřenými daty z laboratorních experimentů s velmi dobrou shodou (*obr. 4.2*).



**Obr. 4.1** Průběh třecí síly v závislosti na parametru p [25]



**Obr. 4.2** Verifikace počítačového modelu (úroveň vakua -60 kPa)

Podobná problematika stabilního a bezpečného uchopení zahrnující kombinované zatěžování přísavek je v současné době řešena v technice servisních robotů určených pro pohyb na vertikálně orientovaných hladkých stěnách [98]. Zahrnuje specifika v požadavku minimalizace hmotnosti mobilní plošiny a dosažení extrémní bezpečnosti při kombinovaném namáhání přísavek, které jsou zatěžovány především radiálně (v rovině uchopení). Při radiálním zatěžování je dominantním faktorem limitujícím bezpečný stabilní kontakt přísavky a stěny koeficient tření, který je v uvažované aplikační oblasti významným způsobem proměnný (závisí na klimatických podmínkách, instalované funkční nástavbě robotu apod.). Axiální zatěžování přísavek je v tomto případě druhotné a je důsledkem klopného momentu gravitačních sil, který přitěžuje horní a odlehčuje dolní přísavky mobilní platformy robotu při pohybu po vertikální stěně.

#### 4.1 Výstupy z počítačové simulace

Z řady výstupů počítačové simulace [99] byly vybrány přehledné reprezentativní výsledky zachycující průběhy deformace přísavky během nárůstu zatížení. Ve všech případech byl hodnocen uzanční bod (v *obr. 4.3, 4.4* a *4.5* označeno písmenem *A*), který pro jednotlivé typy zatěžování, hodnoty vakua v rozmezí *-20* až *-80 kPa* prezentuje průběhy posunutí (definuje deformaci).

Na *obr. 4.3* jsou uvedeny výsledky odpovídající jednoduchému osovému zatěžování přísavky axiální silou *F*<sub>AX</sub> v normále k rovině uchopení. Usanční bod odtržení umožňuje pro zvolenou hodnotu vakua stanovit nosnost přísavky s respektováním deformační teorie bezpečnosti uchopení, která zahrnuje reálné chování elastomeru.



Obr. 4.3 Axiální zatížení přísavky pro koeficient tření 0,5





Na *obr. 4.4* a *4.5* jsou shrnuty výstupy zachycující radiální zatěžování v rovině uchopení, tj. kolmo na osu přísavky v závislosti na úrovni vakua, resp. koeficientu tření.



Obr. 4.5 Radiální zatížení přísavky pro běžnou úroveň vakua -60 kPa

Na *obr.* 4.5 jsou pro zvolenou hodnotu vakua -60 kPa prezentovány výsledky pro různé hodnoty koeficientu tření, ze kterých je patrné, že snížení koeficientu tření, např. vlivem znečištění kontaktního povrchu kapalinou, pod hodnotu  $f_s < 0,1$  vede k razantnímu snížení stability uchopení, tj. k posunutí uzančního bodu dojde pro hodnoty cca 18 N.

Rozdílné mechanismy deformačního modelu pro axiální a radiální zatěžování mají odraz i v průběhu zatěžovacích charakteristik. Kolaps u přísavky radiálně zatěžované je navozen velmi malým nárůstem zatěžující síly (ke kolapsu postačí síla cca 4 – 5 % z celkového rozsahu), kdežto vůči axiálnímu zatěžování je zatížení, které vede ke kolapsu, na úrovni 12 – 15 % zátěžné síly.

Pro kombinované zatěžování (podle *obr. 4.6*) silou cca *56,5 N* je opět limitující radiální zatížení, avšak při snížené hodnotě, jejíž míra je o cca *30* % výraznější oproti případu, který by odpovídal v případě platnosti principu superpozice.



**Obr. 4.6** Kombinované zatížení přísavky (koeficient tření 0,5 a vakuum -60 kPa)

## 4.2 Deformační formulace koeficientu bezpečnosti

Deformační chování přísavky [100] lze na základě výsledků počítačového modelu zformulovat pro základní typy zatěžování takto:

- A. Pro **jednoduché axiální zatěžování** (*obr. 4.7, řádek 1*) lze jednoznačně rozpoznat a ohraničit čtyři fáze deformačního chování přísavky během procesu zatěžování:
  - 1. fáze dosednutí přísavky na objekt bez zatížení, tj. okamžik prvotního kontaktu;
- fáze zatížení přísavky roste a zvětšuje se činná plocha pod přísavkou (kontaktní trámce snižují svou kontaktní plochu s objektem);
- fáze trámce již nejsou v kontaktu, roste axiální deformace přísavky a zmenšuje se průměr vakuované činné plochy omezené těsnícím břitem;
- fáze přerušení stabilního kontaktu břitu s objektem, porušení těsnosti vakuované dutiny přísavky a následný kolaps kontaktu vlivem zavzdušnění.



 $F_{AX} = F_{RAD} = 20 N$ 

 $F_{AX} = F_{RAD} = 30 N$ 

 $F_{AX} = F_{RAD} = 40 \text{ N}$ 

Obr. 4.7 Deformace přísavky pro zvolené axiální, radiální a kombinované zatížení

B. Pro radiální zatěžování je popis deformačního cyklu (podle obr. 4.7, řádek 2) složitější v tom, že dochází k dominantním deformacím v rovině uchopení, trámce jsou v kontaktu, kontaktní plocha jednotlivých trámců je výrazně obvodově rozdílná a největší diference je zejména ve směru zatěžování. Činná plocha se výrazně nemění a zůstává zachována až do

stavu metastabilní rovnováhy, která je provázena pohybem těsnícího břitu po ploše objektu a pro limitní hodnotu je následována mžikovým kolapsem kontaktu.

C. Při kombinovaném zatěžování (podle obr. 4.7, řádek 3) je deformační odpověď materiálu přísavky sledované na kontaktní ploše kvalitativně obdobná s charakterem zatěžování radiální silou, s tím rozdílem, že kontaktní plocha je výrazně redukována v míře větší, než odpovídá velikosti výslednice zátěžných sil F<sub>L</sub>.

Lze konstatovat, že z hlediska deformační formulace bezpečnosti je nutné vázat bezpečné držení na stabilní kontakt, který se vytváří v definovaném okamžiku během zatěžování pro předem stanovený bod kontaktu – pokud je kontakt v tomto bodě zachován, je uchopení považováno za stabilní.



**Obr. 4.8** Charakter deformace lemu přísavky s opěrnou deskou (<u>1</u> – opěrná deska, <u>2</u> – těsnící lem): A – 3D model přísavky, B – deformace lemu při zatížení F = 120 N, C – deformace lemu při F = 140 N, D – deformace lemu při zatížení F = 160 N

Na základě počítačového modelu je možné pro danou přísavku a způsob zatěžování zvolit usanční bod stability a pro tento bod určit odpovídající silové zatížení. Je zřejmé, že pro stejný bod bude hodnota přípustné síly pro jednotlivé zatěžovací typy různá.

Deformační definice stabilního vakuového uchopení pomocí přísavky poskytuje lepší východiska pro dimenzování jednotlivé přísavky, protože stanovení limitní nosnosti není vztaženo na mez odtržení, ale na přípustnou míru deformace profilu, což jsou hodnoty nižší. Takto zvolená míra bezpečnosti lépe respektuje reálné zatížení a chování přísavky.

Pro úplnost byla rovněž provedena simulace deformačního chování přísavky s tuhou přírubou a elastickým těsnícím lemem *(obr. 4.8)* umožňující vyhodnotit vliv tuhosti lemu na průběh posunutí kontaktního profilu v závislosti na hodnotě radiální zatěžující síly *F<sub>RAD</sub>*.

Ve směru kolmém k ose přísavky je možné s využitím počítačové simulace analyzovat průběh posunutí bodů (A, B, C, D) kontaktního profilu působením vnější radiální síly. V následujících grafech jsou zachyceny průběhy posunutí jednotlivých částí kontaktní plochy přísavky v závislosti na velikosti zatěžující radiální síly s působištěm v těžišti opěrné desky a tuhosti těsnícího lemu, jehož materiálový model koresponduje s Mooney – Rivlinovým popisem. Výsledky numerické simulace jsou platné pro uvažovanou hodnotu koeficientu tření  $f_s = 0.8$ .

*Obr. 4.9* charakterizuje posunutí profilu pro lem s modulem pružnosti *10 MPa* (odpovídající Mooney – Rivlinovy konstanty  $c_{10} = 1,3$  MPa a  $c_{01} = 0,3$  MPa), obr. 4.10 pak s modulem 25 MPa ( $c_{10} = 3,3$  MPa a  $c_{01} = 0,83$  MPa). Obr. 4.11 a 4.12 prezentují posunutí vybraných dvou bodů (bod A – površka kontaktního profilu, bod B – střed opěrné desky) na přísavce v závislosti na tuhosti lemu a zatížení.



Obr. 4.9 Posunutí kontaktního profilu a opěrné desky přísavky (E = 10 MPa)



**Obr. 4.10** Posunutí kontaktního profilu a opěrné desky přísavky (E = 25 MPa)



Obr. 4.11 Posunutí profilu přísavky v bodě A



Obr. 4.12 Posunutí profilu přísavky v bodě B

Z uvedených výsledků je z hlediska stability kontaktu patrné, že k prvotním posunutím kontaktního profilu přísavky dochází již v intervalu radiálního zatížení od 60 N do 120 N. Oblast od 120 N do 140 N je na mezi stability kontaktu. Další zvyšování zatížení postupně vede ke kolapsu a následně k nekontrolovanému posouvání přísavky v rovině zatížení.

# 5 Adhezní a kombinované úchopné prvky

Počet průmyslových instalací podtlakových úchopných systémů a prvků má již řadu let progresivní charakter a tomu odpovídá i tempo výzkumu a vývoje, díky kterému řada renomovaných firem každoročně na trh uvádí nové typy přísavek a energeticky úsporných řešení vakuových obvodů s využitím moderní senzoriky a inovovaných zdrojů vakua. Je evidentní, že podtlakový způsob uchopování objektů má limity a momentálně se hledají nové přístupy a principy vedoucí k zvyšování bezpečnosti a nosnosti podtlakových úchopných prvků, bez nutnosti zvyšování účinnosti energetického zdroje, což je jen jedno z častých řešení a vyplývá z *kap. 5.1.1.* Snahou autora bylo na základě analýzy provedené v *kap. 4* vytvořit technickou studii pro zvýšení radiální nosnosti standardních podtlakových prvků aplikací materiálů s vysokým stupněm povrchové adheze, což je postupně uvedeno v *kap. 5.2*.

## 5.1 Zdroje vakua a možnosti snižování energetické náročnosti

Obecně je možné jednotlivá zařízení pracující jako zdroje vakua rozdělit do dvou základních skupin a to podle principu činnosti a dále pak dle schopnosti dosáhnout určitého stupně vakua, které jsou patrné z *obr. 5.1* a definované intervalem hodnot absolutního tlaku [101, 102].



Obr. 5.1 Úrovně vakua a základní možnosti využití v praxi

Nižší stupně vakua, tj. nad 80 kPa absolutního tlaku jsou typické např. pro ventilační, chladicí a odsávací procesy a lze je poměrně jednoduše dosáhnout s využitím rotačních dmychadel (odstředivých, regeneračních), která jsou charakteristická velkým množstvím nasávaného vzduchu, tj. vysokými sacími výkony. Jejich nevýhodou je značná doba náběhu a vysoká úroveň hluku, výhodou pak minimum pohybujících se částí a robustní konstrukce.

Pro průmyslová vakua jsou z hlediska principu činnosti běžně používány vývěvy pístové a membránové (vyznačují se poměrně nízkými pořizovacími náklady, tichým chodem a relativně nízkou spotřebou elektrické energie a jsou vhodné pro nižší vakuované objemy), lamelové (vyšší pořizovací náklady a požadavky na údržbu, jsou citlivé na znečištění a určené pro velké vakuované objemy), parní a vzduchové (ejektory) založené na principu strhávání molekul plynu proudem kapaliny nebo plynu, pro hrubé vakuum pak vývěvy vodní a šroubové. Jemného vakua je dosahováno prostřednictvím vývěv rotačních jednostupňových nebo dvoustupňových, vysokého vakua difuzními a sorpčními vývěvami (molekuly plynu jsou vázány na povrch látek s potřebnou schopností). K ultravysokému stupni vakua se využívá buď ionizačních, nebo turbomolekulárních vývěv, což jsou lopatkové několikastupňové turbíny, které udělují molekulám plynu kinetickou energii a vyrážejí je tak z vakuovaného prostoru.

#### 5.1.1 Ejektory

Ejektory nacházejí v současné době v oblasti automatizační techniky výrazné uplatnění v úchopných systémech manipulačních zařízení s převážně plochými výrobky typu deska, ve kterých tvoří nedílnou součást vakuových obvodů jako zdroje průmyslového vakua určené pro menší vakuované objemy. Všeobecně známý princip funkce ejektorů je neustále zdokonalován [103], přičemž velmi jednoduchým řešením, které vede k podstatnému zvýšení účinnosti a rovněž také ke snížení spotřeby talkového vzduchu, je aplikace tzv. vícestupňových ejektorů a bylo patentováno počátkem sedmdesátých let švédskou firmou PIAB AB. Řešení spočívá v tom, že tlakový vzduch postupně proudí přes sériově řazené trysky s různými charakteristikami a strhává s sebou vzduch v jednotlivých komorách, které jsou opatřeny uzavíracími klapkami, které se účinkem rostoucího podtlaku ve vakuovaném prostoru uzavírají tak, že při maximální úrovni podtlaku je v činnosti pouze první tryska. Takto koncipované ejektory [104] se vyznačují vysokou spolehlivostí, vysokým výkonem, malými zástavbovými rozměry a rychlou reakční dobou. Mají nízkou úroveň provozní hlučnosti, jsou bez vibrací a vhodné do výbušného prostředí. V porovnání s klasickými elektromechanickými vývěvami jsou téměř bezúdržbové, charakteristické nižšími pořizovacími náklady a lze jimi nahradit vývěvy až do příkonu elektromotoru 12 kW. Špičkové hodnoty úrovně dosaženého vakua se pak pohybují až na hranici 500 Pa absolutního tlaku.

Většina moderních vakuových ejektorů (např. řady SMP a SCP firmy Schmalz, řady ZK2 firmy SMC atd.) umožňuje díky integrované funkci regulace spotřeby tlakového vzduchu v závislosti na míře dosaženého stupně vakua v porovnání s konvenčními ejektory optimalizovat pracovní procesy, využívat zdroje tlakového vzduchu efektivněji a výrazně snížit provozní náklady. Regulace spotřeby vzduchu v tomto případě spočívá v tom, že do konvenčního systému je zapojen vakuem nebo elektrickým signálem ovládaný ventil s nastavitelnou spínací

úrovní vakua, který uzavírá přívod stlačeného vzduchu k ejektoru při dosažení nastavené vypínací úrovni vakua. Při poklesu vakua, např. vlivem netěsností, je ventil opětovně otevřen a následně znovu při dosažené úrovni vakua uzavřen. Základní funkce *(obr. 5.2)* se v závislosti na výrobci odlišuje hodnotou hystereze a rovněž také konstrukčním provedením a stupněm použitých senzorů, případně diagnostickými funkcemi. Křivka č. 2 ukazuje optimální průběh vakua, křivka č. 1 je reálným průběhem.



Obr. 5.2 Funkce regulace spotřeby tlakového vzduchu

Princip zapojení je patrný z *obr. 5.3*, na kterém je znázorněno řešení prostřednictvím vakuově ovládaného ventilu, na *obr. 5.4* je schéma řešení s využitím elektricky ovládaného ventilu v kombinaci s funkcí vyfukovacího impulsu zajišťující zejména u rychlých manipulačních procesů rychlou a bezproblémovou ztrátu vakua, tj. úchopné síly realizovanou aktivními podtlakovými úchopnými prvky.



Obr. 5.3 Tlakově ovládaný ventil

Obr. 5.4 Elektricky ovládaný ventil

Z hlediska energetických úspor je možné na základě provozních dat konstatovat, že nově koncipované ejektory představují přibližně o **65 % nižší spotřebu tlakového vzduchu**, což pro standardní doby manipulačních cyklů kolem 15 s představuje úsporu až 11 000  $m^3$  tlakového vzduchu ročně (245 dní v roce, 3 840 manipulačních cyklů za den ve dvousměnném provozu). Při průměrných nákladech na výrobu tlakového vzduchu ve výši 0,05 EUR na 1  $m^3$  lze takto ročně uspořit až 550 EUR. Díky poklesu spotřeby elektrické energie jsou rovněž také sníženy emise CO<sub>2</sub> asi o 356 kg [105].



Obr. 5.5 In-line ejektor se systémem COAX (firma PIAB AB)

Velmi kompaktními a zároveň účinnými ejektory jsou dále in-line ejektory [106] s patentovaným systémem COAX (obr. 5.5), které mohou oproti standardním jednostupňovým ejektorům dosahovat **až třikrát vyšší úrovně podtlaku** při současném snížení spotřeby energie (obr. 5.6).



Obr. 5.6 Energetické úspory s nasazením technologie COAX [106]

Dalším ze způsobů minimalizace energetických nároků, tj. spotřeby tlakového vzduchu je redukce přívodů vzduchu a rozvodů vakua k jednotlivým výkonovým prvkům [107] a upřednostnit charakter kompaktního řešení uspořádání vakuového obvodu oproti konvenčnímu provedení, jak je patrné z *obr. 5.7*.



**Obr. 5.7** Přechod od konvenčního ke kompaktnímu řešení vakuového obvodu (<u>1</u> - pneumatický ventil, <u>2</u> - ejektor, <u>3</u> - snímač vakua, <u>4</u> - rozvod vakua, <u>5</u> - zavzdušňovací ventil, <u>6</u> - filtr, <u>7</u> - distributor) [107]

Uvedená koncepce rovněž vede k výraznému snížení doby vakuování, která je především závislá na čerpací rychlosti, vlastnostech vakuového obvodu a geometrii rozvodu. Pokud budou zanedbány vlivy jako je desorpce plynu, difúzní tok plynu stěnami, vodivost podtrubí, případně dále netěsnosti vakuovaného systému, lze psát, že čerpací rychlost  $S_0$  [ $m^3.s^{-1}$ ] je vyjádřena jako objem plynu, který projde definovaným průřezem za jednotku času [108] a platí, že

$$S_0 = \frac{dV}{dt}.$$
 (1)

Za předpokladu, že definovaný objem V bude vakuován po dobu  $t_V$  zařízením s čerpací rychlostí S<sub>0</sub> z počáteční tlakové úrovně  $p_1$  na konečnou hodnotu vakua  $p_F$  platí, že

$$ln\frac{p_1 - p_0}{p_F - p_0} = \left(\frac{S_0}{V}\right) \cdot t_V,\tag{2}$$

kde  $p_0$  je tzv. mezní tlak charakterizující dokonale těsnou soustavu bez zdroje plynu nebo par. Velmi často je možné tento tlak zanedbat, neboť  $p_0 \ll p_F$ ,  $p_1$  a následně lze dobu vakuování definovat vztahem

$$t_V = \left(\frac{V}{S_0}\right) \cdot \ln \frac{p_1}{p_F} \quad \text{,resp.} \quad t_V = \tau \cdot \ln \frac{p_1}{p_F} \tag{3}$$

kde poměr  $\tau = V / S_0$  je časová konstanta. Standardně jsou pak v katalogových listech výrobců vakuové čerpací techniky udávány hodnoty nasávaného množství vzduchu (čerpací rychlosti) a rovněž spotřeby většinou v objemových jednotkách za čas měřených při atmosférickém tlaku *101,3 kPa, 65 %* relativní vlhkosti a teplotě *20 °C* a jsou označovány písmenem *N* před základní jednotkou, např. *NI.s*<sup>-1</sup>, které jsou pro ejektory zároveň v závislosti na vstupním tlaku. Typický průběh doby vakuování a čerpací rychlosti shrnuje graf na *obr. 5.8*.



**Obr. 5.8** Doba vakuování a čerpací rychlost ejektoru (při spotřebě vzduchu 1,75 Nl/s) v závislosti na úrovni vakua (číselné údaje v legendě charakterizují spotřebu vzduchu při vstupním tlaku 0,6 MPa)

Z obr. 5.8 vyplývá, že čerpací rychlost výrazným způsobem klesá s narůstající úrovní vakua, čímž analogicky dochází k prodlužování doby vakuování a zároveň je patrné, že vždy zhruba dvojnásobný nárůst spotřeby talkového vzduchu vede k snížení doby vakuování na polovinu původních hodnot. Dalším faktem je, že spotřeba energie velmi prudce narůstá s hodnotami vakua nad -90 kPa a je tedy v běžných aplikacích efektivní udržovat úroveň vakua pod uvedenou hranicí. Vzhledem k tomu se doporučuje, aby úroveň vakua např. v přísavkách nebyla zbytečně vysoká, protože s jejím nárůstem dochází jednak k většímu opotřebení přísavek a především pak stoupá spotřeba energie. Při zvýšení úrovně vakua z - 60 kPa na - 90 kPa vzroste úchopná síla konkrétní přísavky o cca **20 - 30 %**, ale spotřeba energie stoupne zhruba **desetkrát**. Obecně se upřednostňuje využívat přísavky s větším průměrem při nižší úrovni vakua (*obr. 5.9*).





S dobou vakuování a spotřebou energie, kterou lze např. vyjádřit prostřednictvím energetického faktoru, také úzce souvisí volba koncepce vakuového obvodu, kterou prezentuje centralizovaný nebo naopak decentralizovaný systém z pohledu lokalizace a počtu zdrojů vakua a velikosti škodlivého objemu daného geometrií vakuového rozvodu.



Obr. 5.10 Typická spotřeba vzduchu ejektoru

Spotřeba vzduchu (energie) také souvisí s úrovní pracovního (vstupního) tlaku, která je pro konkrétní typ ejektoru stanovena výrobcem a její hodnota, stejně jako doba vakuování, je většinou přesně deklarována na základě experimentálního měření. Pro představu je na *obr. 5.10* zachycen typický průběh závislosti doby vakuování na hodnotě vakua a spotřebě vzduchu při definované úrovni vstupního tlaku v intervalu od 4 do 6 bar.

Běžným trendem je v řadě především manipulačních aplikací s podtlakovými úchopnými hlavicemi integrace in-line ejektorů, tj. upřednostnit decentralizované vakuové obvody a docílit tak výrazné snížení doby vakuování a spotřeby tlakového vzduchu. Na *obr. 5.11* je zachycen typický průběh doby vakuování prostoru s objemem *1 l* ve vztahu k dosažené úrovni vakua a konstrukci ejektoru při shodné spotřebě tlakového vzduchu cca *55 Nl.min*<sup>-1</sup> a pracovním tlaku *5 bar* pro jednostupňový ejektor a *3 bar* pro ejektor vícestupňový.



Obr. 5.11 Doba vakuování

Ve sledovaném rozsahu dosažených úrovní vakua se jednoznačným způsobem ukazuje, že doba vakuování systému s použitím vícestupňového ejektoru výrazně klesá v rozsahu od 40 do 65 % z původních hodnot dosažených jednostupňovými typy ejektorů. Závěrem lze konstatovat, že i přes mnohá konstrukční vylepšení a nová technická řešení je účinnost ejektoru poměrně nízká a souvisí s principem jeho činnosti, kdy vysokotlaká hnací tekutina expanduje v hnací trysce do vysokých rychlostí. Je dána ztrátami, které je možné s ohledem na jejich podstatu rozdělit na dva druhy. Zaprvé jsou to ztráty v mezních vrstvách, které vznikají třením částic tekutiny se stěnami ve vstupních dýzách, směšovací komoře a difuzoru ejektoru. Dále jsou to ztráty ve volných smykových vrstvách - ztráty způsobené vyrovnáváním rychlostí hnacího a hnaného proudu. Rozhodujícím parametrem, který určuje velikost jednotlivých ztrát, je poměr rychlosti hnaného prostředí k rychlosti hnacího prostředí. Je-li tento poměr nízký (rychlosti se značně liší) jsou ztráty směšováním vysoké a ztráty třením nízké. Při vyšším poměru rychlostí ztráty třením narůstají, zatímco ztráty směšováním se snižují. Snížení ztrát třením je možné dosáhnout například tvarovou optimalizací [109] nebo volbou správné délky směšovací komory [110]. Dalším řešením s cílem zvýšit účinnost je hledání způsobu, jak co nejvíce zintenzivnit, resp. urychlit proces směšování, který lze do jisté míry ovlivnit tvarem hnací trysky, zejména geometrií její odtokové hrany [111, 112].

# 5.2 Pasivní adhezní úchopný prvek

Kapitola předkládá možnosti aplikace nových materiálů s vysokým stupněm povrchové adheze v konstrukci úchopných prvků pro manipulaci s objekty s hladkým charakterem kontaktní plochy ve specifických výrobních procesech (např. ve vakuu), ale i v běžném prostředí. Snahou je **eliminace aktivních pohonných systémů** a tím pádem **snižování energetické náročnosti** v případě konstrukce ryze pasivních prvků nebo **zvyšování užitných vlastností** stávajících řešení aktivních prvků v kombinaci s adhezními principy držení.

V současné době existuje řada tzv. GSA materiálů [113, 114, 115], které jsou inspirovány biologickým geko efektem [116] nebo adhezních materiálů se speciálně strukturovaným povrchem [117, 118] nebo s úpravami povrchu na platformě nanotechnologií [119, 120, 121, 122]. Obecně jsou materiály rozděleny do několika základních skupin charakterizovaných tvrdými polymery, měkkými polymery a nanomateriály uplatňující např. systém povrchových uhlíkových nanotrubic. Jednou z mnoha možností je aplikace tzv. "nanopodložek" reprezentovaných většinou PU gelem v různých modifikacích se speciální úpravou a extrémně přilnavým povrchem [123]. Výhodou materiálu je skutečnost, že díky patentované úpravě nezanechává na objektech po kontaktování žádnou stopu, je dostatečně odolný proti mechanickému poškození a stává se tak velmi zajímavým pro účely využití adhezního chování v konstrukci nových úchopných prvků. Kromě gelových podložek jsou dostupné materiály typu "gekon", jejichž povrch je tvořen hustou sítí nanovláken [124] dle *obr. 5.12*.



**Obr. 5.12** Příklad nanostruktury typu "gekon" (délka vláken 18 μm, průměr 0,6 μm) [124]

"Gekon" adhezní úchopné prvky jsou systémy založené na principech chemických vazeb, resp. interakcích mezi molekulami, jejichž úroveň je charakterizována Van der

Walsovými silami. Celá problematika je poměrně komplikovaná a dle dostupných zdrojů lze konstatovat, že na přitažlivosti částic se podílejí celkem tři základní mechanismy [125]. První předpokládá, že potenciální energie  $E_0$  vzájemného orientačního mechanismu působení mezi dvěma částicemi vytváří přitažlivé vazební síly a je dána vztahem

$$E_0 = \frac{2 \cdot p^4}{6\pi\varepsilon_0 k_B T_{ABS} r_M^6},\tag{1}$$

kde *p* je trvalý dipólový moment,  $\varepsilon_0$  permitivita vakua (*8,82.10<sup>-12</sup> F.m<sup>-1</sup>*), *k*<sub>B</sub> Boltzmanova konstanta (*1,38.10<sup>-23</sup> J.K<sup>-1</sup>*), *T*<sub>ABS</sub> absolutní teplota a *r*<sub>M</sub> vzdálenost mezi molekulami.

Druhý mechanismus je založen na kontaktu dipólové částice a neutrální částice, ve které je dipól následně indukován. Oba dipóly (trvalý a indukovaný) se přitahují a energie vzájemného působení částic *E*i závisející na trvalém dipólovém momentu jedné částice, polarizovatelnosti druhé částice a jejich vzdálenosti je dána vztahem

$$E_i = \frac{\alpha_M \cdot p^2}{2\pi\varepsilon_0 r_M^6}.$$
 (2)

Poslední mechanismus definuje vzájemné působení i dvou neutrálních částic bez trvalých dipólových momentů. Principem interakce je v tomto případě jev, při kterém dochází k odpuzování elektronů v elektronových obalech částic, kdy se zároveň elektrony jedné částice dostávají do největší blízkosti jádra, zatímco elektrony druhé částice jsou na opačné straně jádra. Z původně neutrálních částic se pak stávají částice s dipóly vytvářející přitažlivé síly, jejichž energie  $E_d$  je definována tak, že

$$E_d = \frac{3 \cdot \alpha_M^2 \cdot E_a}{16\pi\varepsilon_0 r_M^6},\tag{3}$$

kde *E<sub>d</sub>* je charakteristika částic, číselně ležící mezi nejnižší excitační a ionizační energií částic. Je zřejmé, že celková energie vzájemného působení částic je dána součtem uvedených energií, tj.

$$E_W = E_0 + E_i + E_d = \frac{1}{\pi \varepsilon_0 r_M^6} \cdot \left(\frac{p^4}{3k_B T_{ABS}} + \frac{\alpha_M \cdot p^2}{2} + \frac{3 \cdot \alpha_M^2 \cdot E_a}{16}\right).$$
(4)

Celková energie je úměrná vzdálenosti mezi molekulami  $r_M^{-6}$  a působící síly jsou malého dosahu s působením teprve ve fázi, kdy se částice dostanou do velké blízkosti. V reálných aplikacích se nejvíce uplatňuje princip kopírující končetinu gekona [126, 127], které jsou pokryty jemnými keratinovými vlákny (*obr. 5.13*), tzv. sétami s délkou cca 30 až 150 µm s hustotou okolo 5000 vláken na jeden mm<sup>2</sup> (průměr 100 až 200 nm). Jednotlivá vlákna jsou dále na koncích rozdělena na dalších až 1000 útvarů, tzv. spatulae, které kontaktují mikroskopické nerovnosti povrchu a vytvářejí přitažlivé vazební síly. Z důvodu efektivního transferu uvedeného principu do praxe je momentální snahou výroba speciálních povrchů od nanovlákenných struktur až po syntetické hydrofobní vlasy s vysokou pevností v tahu a modulem pružnosti v intervalu od 1 do 15 GPa.



Obr. 5.13 Mikroskopický snímek vláken gekona (jednotlivé séty, vč. spatulaí na koncích) [128]

Pro výrobu se využívají metody založené např. na voskových matricích s nano nebo mikro povrchovou strukturou, která se realizuje prostřednictvím nanonástroje mikro rozrušováním. Takto vytvořený povrch je vyplňován polymerem (často silikonová pryž), který se po vytvrzení odloupne nebo odleptá. Pro zajištění funkce je kromě délky a průměru vláken nutné zajistit minimální vzdálenost mezi vlákny, aby nedocházelo k jejich vzájemnému ovlivňování adhezními silami *F*<sub>A</sub> na koncích. Zjednodušením situace na úlohu jednostranně vetknutého nosníku zatíženého na konci osamělou silou, bude v souladu s diferenciální rovnicí ohybové čáry pro maximální průhyb po integraci platit, že

$$w_{\mathcal{Y}} = \frac{F_A l^3}{3EJ_{\mathcal{Y}}},\tag{5}$$

kde / je délka vlákna,  $J_y = \pi d^4/64$  kvadratický moment průřezu vlákna s průměrem d a E je modul pružnosti. Ohybová tuhost  $k_y = F_A/w_y$  pak bude

$$k_y = \frac{3E\pi d^4}{64l^3}.$$
 (6)

Pro teoretickou minimální vzdálenost sousedních vláken  $\Delta_{GF}$  pak logicky v ideálním případě platí, že  $\Delta_{GF} \ge 2w_y$  a lze psát, že

$$\Delta_{GF} \ge \frac{128F_A l^3}{3E\pi d^4}.\tag{7}$$

Celý mechanismus mechaniky kontaktu vlákna s povrchem kontaktního tělesa je detailně popsán např. v [129, 130] a vzhledem k dalšímu zaměření práce zde nebyl řešen. Jednou z prvních firmem využívajících Van der Walsových sil v oblasti konstrukce úchopných systémů je Dánská firma OnRobot [131], která má v současné době ve svém produktovém portfoliu "geko" chapadlo určené pro manipulaci typu "Pick & Place" s plochými objekty v čistém prostředí. Z hlediska konstrukčního uspořádání se jedná o kompaktní modul *(obr. 5.14)* s kontaktní, přibližně čtvercovou plochou osazenou čtyřmi syntetickými adhezními podložkami s deklarovanou životností *100 000* cyklů. Kontaktní rovina tvořená podložkami má dvě polohy a to polohu vysunuto, ve které je realizováno uchopení a polohu zasunuto pro zrušení adhezních sil. Vzhledem k tomu, že adhezní povrchy, resp. kvalita adhezního kontaktu je velmi citlivá na znečištění kontaktního povrchu, jsou standardním příslušenstvím chapadel pasivní čisticí periferie *(obr. 5.14)* se soustavou několika válečků osazených lepivou vrstvou pro zachytávání drobných nečistot a prachu.



**Obr. 5.14** "Geko" chapadlo [131] s čisticí stanicí (<u>1</u> – těleso chapadla, <u>2</u> – adhezní podložky, <u>3</u> – senzory, <u>4</u> – příruba chapadla, <u>5</u> – připojovací konektor, <u>6</u> – čisticí válečky)

Z důvodu nelineárního materiálového chování adhezních materiálů je rovněž velmi zásadním parametrem ovlivňujícím výslednou úchopnou sílu a bezpečnost úroveň předpětí (přitlačení adhezní podložky do kontaktu), kterou je nutné většinou definovat experimentálně v závislosti na kontaktujících materiálech, resp. charakteru a stavu povrchu. Nosnost klesá také v závislosti na době relaxace materiálu adhezního úchopného prvku a na počtu pracovních cyklů, kdy na konci životnosti podložky je na úrovni cca *50 %* původní hodnoty.

Vzhledem k problematické mechanické odolnosti a dostupnosti gekon materiálů byl upřednostněn PU gelový materiál se specificky strukturovaným povrchem, k jehož analýze byl využit jak elektronový, tak konfokální mikroskop s SW nadstavbou pro třírozměrné zobrazování. Vzorek materiálu byl analyzován pro různá zvětšení a pro maximální možné zvětšení mikroskopu cca *60 000x* je struktura v různých místech na *obr. 5.15* a *5.16*.



Obr. 5.15 Povrch na lícní (kontaktní) pravidelně strukturované ploše



## Obr. 5.16 Povrch na rubové hladké ploše

Je jen velmi obtížné zobecnit poznatky z mikroskopické analýzy, ale je možné konstatovat, že se žádné "chloupky", resp. "řasy" nepodařilo prokázat, struktura je spíše

hladká, až extrémně hladká s nepravidelnými útvary v intervalu od minima po maximum v rozmezí *80 nm*. Současně jsou charakteristické projevy neuspořádané struktury s jistým rozčleněním povrchu. Dosavadní poznatky neumožňují jednoznačné popsat fyzikální podstatu výrazně adhezivního chování použitého PU gelu, což prvoplánově nebylo předmětem autorova zájmu.

## 5.2.1 Experimentální zařízení pro testování adhezní PU podložky ve vakuu

Pro ověření funkčních vlastností adhezních podložek v předpokládaných manipulačních úlohách ve výrobních provozech, ale také např. servisní robotice, bylo sestaveno laboratorní pracoviště s testovacím zařízením *(obr. 5.17)*. Navržené zařízení postupně umožnilo provést experimentální analýzu uchopovacího procesu úchopných prvků využívajících principu adheze pro různé nastavení podmínek provozu definovaných okolním tlakem a provozní teplotou.



Obr. 5.17 Testovací zařízení

Hlavní část navrženého testovacího zařízení je tvořena rámem <u>1</u>, na který je připevněn systém nepohyblivé rampy <u>2</u> a pohyblivé podpory <u>9</u>, jejíž součástí je mechanismus centrování a aretace uchopovaného skla, aby během testování nedocházelo k nežádoucímu držení skla mimo těžiště. Proces kontaktování je realizován prostřednictvím otočné čelní vačky <u>10</u>, která polohuje sklo <u>8</u> umístěné na pohyblivé podpoře do roviny uchopení a následně po uplynutí doby kontaktování dojde k přestavení podpory do výchozí polohy, čímž v důsledku adheze zůstane přířez skla uchopen a setrvává na ploše úchopného prvku <u>7</u>.

Kontaktní přítlak je vyvozen gravitačně instalovaným závažím <u>6</u>, které je součástí závěsu <u>3</u>. Optimální poloha kontaktních ploch přířezu skla a úchopného prvku je zajištěna kompenzačním kulovým kloubem <u>4</u> v těžišti prvku.

Vzhledem k tomu, že bylo zařízení navrženo i k testování ve vakuové komoře (*obr. 5.18*) za zvýšené teploty, byl rám osazen soustavou odporových topných tyčí <u>5</u> s příkonem 2,4 kW a nezávislým osvětlením <u>11</u>. Pro regulaci odporových tyčí byl navržen elektrický rozváděč s připojením do sítě AC, 230 V, 50 Hz, TN-C. Pracovní teplota byla v prostoru vakuové komory a na rozhraní kontaktu podložky s objektem manipulace měřena soustavou uzemněných plášťových termočlánků typu K.



**Obr. 5.18** Testovací zařízení instalované do vakuové komory

Regulace teploty uvnitř komory byla zajištěna teplotním regulátorem *OMRON E5CK-AA1-500*, kterým byl přes výstupní reléový kontakt přímo ovládán stykač *MOELLER SCH 230/25-40*, který dále spínal odporovou zátěž topných tyčí s jištěním *16 A* jednofázovým jističem *OEZ MINIA LPN B16 AC 230 V*. Topné tyče byly paralelně propojeny uvnitř vytápěného prostoru (komory) s napojením na soustavu dvou elektrod izolovaných od základního rámu teflonovým pouzdrem a speciální průchodkou. Stejným způsobem bylo realizováno propojení osvětlení.

## 5.2.2 Testování pasivního úchopného prvku ve vakuu

Cílenými testy ve vakuové komoře *(obr. 5.19)* se postupně podařilo popsat závislost mezi přítlakem a aktivní plochou prvku podílející se na vyvození úchopné síly, jak na lícní pravidelně strukturované, tak i na rubové hladké straně testovaného materiálu s vysokým stupněm adheze. Rovněž byla analyzována doba uchopení drženého objektu s definovanou hmotností během předpokládaného, převážně "klidného" manipulačního režimu, pro které jsou takto koncipované pasivní úchopné prvky prvoplánově navrhovány.



Obr. 5.19 Analýza uchopovacího procesu ve vakuové komoře

Nepřímo byl testován vliv konstrukce testovacího zařízení na dobu vakuování a posuzována úroveň degradace vakua v závislosti na použitých konstrukčních materiálech (nerez, dural, elastomer).

Z grafu na *obr. 5.20* vyplývá, že při využití rotační vývěvy došlo po instalaci měřící aparatury k prodloužení doby vakuování, tento jev byl však plně kompenzován použitím rotační a následně difúzní vývěvy, čímž byla doba vakuování zachována a zároveň bylo dosaženo předpokládané úrovně vakua pohybující se v jednotkách *Pa*.

Důvodem testování adhezního prvku ve vakuu je v současné době řada požadavků z výroby zcela nových výrobků, se kterými je nutné manipulovat ve vakuových komorách. Jedná se o sofistikované technologie nanášení speciální funkčních vrstev, povlaků, ale i o speciální čisticí nebo dekontaminační procesy. Standardní, běžně užívané podtlakové systémy není možné z důvodu přítomnosti vakua použít a proto se kromě klasických mechanických chapadel jeví jako velice zajímavý způsob uplatnění nových materiálů s vysokým stupněm povrchové adheze v konstrukci pasivních, event. kombinovaných úchopných prvků provozovaných buď jednotlivě, nebo paralelně v závislosti na geometrické charakteristice a hmotnosti objektu manipulace.



#### Obr. 5.20 Doba vakuování

Očekávaným problémem ovlivňujícím kvalitu kontaktu je paralelita kontaktujících ploch prvku a objektu a i při maximálním zajištění kompenzace orientace ploch se nepodařilo docílit *100%* kontaktu, jak je zřejmé z *obr. 5.21*, resp. *5.22*. Z pořízených snímků kvality kontaktu je vidět, že plocha kontaktu může běžně výrazným způsobem kolísat a pohybuje se řádově v rozmezí od cca *30* do *70 %* v závislosti na zvoleném přítlaku a struktuře povrchu. Během provedených testů nebylo prokázáno, že by výrazným způsobem docházelo k ovlivnění kontaktu vlivem tlaku (vakuum, atmosférický tlak), okolní teplota ovlivňuje reologické chování podložky a nepřímo tak snižuje dobu kontaktu. Evidentní však je, že charakter kontaktu má dominantní vliv na úroveň globální úchopné síly, stabilitu uchopení a dobu kontaktu, což jsou parametry, které mohou kolísat, a je nutné z tohoto důvodu počítat s vyšším koeficientem bezpečnosti ve fázi dimenzování.



**Obr. 5.21** Aktivní kontaktní plocha prvku v závislosti na použitém přítlaku (lícní, strukturovaná strana)



**Obr. 5.22** Aktivní kontaktní plocha prvku v závislosti na použitém přítlaku (rubová, hladká strana)



**Obr. 5.23** Doba uchopení objektu v závislosti na míře přítlaku a zatížení úchopného prvku (pro každou křivku údaj v rámečku)



Obr. 5.24 Doba uchopení objektu při optimálním počátečním přítlaku prvku



Obr. 5.25 Doba uchopení v závislosti na provozní teplotě pro různá zatížení úchopného prvku

Z *obr. 5.23* je patrné, že optimální přítlak s dobou působení na sklo cca 10 s je v rozsahu od 3 do 5 *kPa*, resp.  $0,3 - 0,5 \text{ N.cm}^{-2}$ . Je zřejmé, že výrazné zvýšení síly přítlaku vede sice k nárůstu velikosti aktivní plochy prvku *(obr. 5.21 a 5.22)*, nikoliv však paradoxně k vyšší míře adheze a prodloužení výsledné doby uchopení v důsledku reologických vlastností testovaného materiálu.

Graf na *obr. 5.24* ukazuje vztah nosnosti úchopného prvku a doby adhezního držení objektu při optimálním přítlaku a provozní teplotě 25 °C. Lze konstatovat, že zvolené době manipulace (např. *150 s*) odpovídá nosnost prvku *0,12 N.cm*<sup>-2</sup>, což představuje mezní rovnováhu. Zavedením vhodné míry bezpečnosti v rozmezí k = 3 - 5 lze považovat za reálný podklad pro dimenzování úchopného prvku. Je evidentní, že doba uchopení logicky ovlivňuje charakter kontaktních sil, který je možné teoreticky sledovat a predikovat prostřednictvím počítačového modelování (viz. *kap. 5.2.5*). Pro popis systému na rozhraní kontaktu, kde dochází vlivem externího zatížení, okrajových podmínek a časově závislého reologického chování adhezní vrstvy k postupnému odtrhávání od objektu manipulace, lze využít několika přístupů a technik. Na principu lomové mechaniky je založená metodika VCCT (Virtual Crack Closure Technique), speciálního přístupu s definováním vlastností elementů z pohledu kohezní energie, resp. průběhu napětí v závislosti na posunutí profilu, v zónách na rozhraní kontaktu využívá tzv. CZM technika (Cohesive Zone Model) a napěťová kritéria jsou využita v BGC (Breaking Glued Contact) modelech kontaktních úloh [132, 133].

V grafu na *obr. 5.25* je prezentována závislost doby uchopení na pracovní teplotě v intervalu od 25 °C do 100 °C během podmínek optimálního přítlaku prvku při najíždění na sklo 0,4 N.cm<sup>-2</sup> po dobu 10 s.

Pro úchopný prvek zatížený tlakem 0,1 N.cm<sup>-2</sup> je změna doby držení v rozmezí teplot 25 - 90 °C z původních 175 s na 79 s, což představuje pokles o cca 55 %. A podobně pro úchopný prvek zatížený na úrovni 0,07 N.cm<sup>-2</sup> je pokles doby uchopení v rozmezí teplot 25 - 90 °C z původních 472 s na 205 s, což představuje změnu doby držení obdobně jako výše o cca 56 %. V oblasti přes 90 °C je relaxační chování nanomateriálu výraznější a dosavadními experimenty není zcela popsáno. Přesto je možné konstatovat, že bude reálné navržený systém využít jako úchopný prvek v konstrukci modulárních úchopných hlavic pracujících i v provozních podmínkách vysokého vakua za zvýšené teploty do max. 100 °C s tím, že systém poskytuje výraznou časovou rezervu oproti předpokládané době manipulačního cyklu (uvažováno 30 s). K náležité funkci úchopného prvku bylo experimenty obecně prokázáno, že:

- o adhezní povrch prvku je citlivý na znečištění, zejména na prach,
- k vyvození adheze je potřebné zajistit rovinný kontakt prvku s povrchem skla, resp.
   objektem manipulace,
- zatížení klopným momentem ruší adhezní uchopení (držení), zkracuje dobu uchopení a snižuje nosnost prvku,
- paralelní umístění prvků na chapadle vyžaduje seřízení všech prvků co nejpřesněji do roviny, což je základní problém úchopných hlavic s velkým počtem prvků,
- o je nutné zajistit možnost citlivého seřízení,
- vakuum nemá vliv na nosnost (shoda chování v prokázané nosnosti ve vakuu i na vzduchu) dosažené vakuem v rozmezí  $10^{-2}$  až  $10^{-3}$  Pa,
- komponenty experimentálního zařízení, tedy ani materiál prvku neovlivnily negativně úroveň vakua,
- o adhezní materiál jeví relaxační chování je nutná prodleva mezi opakovanými manipulačními cykly na úrovni 10<sup>1</sup> s, v opačném případě dochází k výraznému snížení nosnosti,
- další relaxační projev je v nutnosti výdrže v okamžiku kontaktování prvku a objektu při uchopení v intervalu 5 až 10 s,
- přítlačná síla (přítlak) musí mít optimální hodnotu, při nižším popř. vysokém přítlaku se účinek adheze snižuje,
- životnost je v uvažovaných podmínkách provozu prakticky neomezená, povrch lze při znečištění regenerovat omytím povrchu vodou a následným bezkontaktním vysušením (tlakovým vzduchem),
- o lze optimalizovat dobu držení versus nosnost prvku,
- vliv provozní teploty na nosnost je výrazný, při 100 °C dojde k snížení nosnosti prvku na cca 25 % původní úrovně,
- při vhodném dimenzování je systém plně využitelný ve vysokém vakuu i při zvýšené teplotě (do 100 °C).

Provedená měření byla realizována v podmínkách vysokého vakua na úrovni cca 0,005 Pa při předpokládaných provozních teplotách 80, 90 a 100 °C. Důvodem provedených experimentů byla analýza výrazného reologického chování adhezního materiálu, kdy se sledované adhezní vlastnosti mění v čase a jsou závislé na době tepelné expozice, které je materiál vystaven.

Z tohoto důvodu byl vzorek adhezního materiálu podroben dalším testům, během kterých byl vystaven působení zvýšených teplot a vakua po dobu cca 3 hodin ve vakuové komoře.



#### Obr. 5.26 Doba kontaktu

Výsledkem měření byl průběh závislosti doby kontaktu, tj. doby držení manipulovaného objektu (plochého skla) na teplotě a době teplotní expozice v rozsahu od *0* do *180 minut*, kterému odpovídají měření *1* až *20* jak je uvedeno v grafu na *obr. 5.26*.

Bylo prokázáno, že doba kontaktu se s časem výrazně mění zejména v prvních fázích při teplotách 80 a 90 °C, kdy se sníží téměř skokově zhruba na polovinu původních hodnot. S narůstající dobou expozice se pak doba kontaktu postupně stabilizuje a lze konstatovat, že při symetrickém rozložení zatížení, v našem případě 0,1 N.cm<sup>-2</sup>, se mění jen minimálně a je možné předpokládat, že i při teplotách kolem 100 °C bude doba kontaktu řádově desítky sekund, jak je prezentováno grafem na *obr. 5.27*.



Obr. 5.27 Doba kontaktu v závislosti na provozní teplotě

Uvedené hodnoty doby kontaktu jsou relevantní pouze pro manipulační režimy s velmi nízkými nároky na dynamiku manipulační úlohy a nerespektují obecně standardně doporučované hodnoty bezpečnosti. Přesto se však použití adhezních materiálů v podmínkách zvýšených teplot a vysokého stupně vakua ukazuje jako velmi nadějné a uplatnitelné v čistých provozech výrobních technologií.

Odpovídající řešení multiprvkové úchopné hlavice z hlediska počtu a rozmístění úchopných prvků pak bude nutné vždy řešit v závislosti na konkrétních podmínkách provozu, výrobní technologie a stupni bezpečnosti.

#### 5.2.3 Funkce adhezního materiálu v podmínkách atmosférického tlaku

Uplatnění úchopných prvků využívajících adhezní materiály v tzv. pasivních režimech provozu, tj. bez nutnosti energetického zdroje, bylo při atmosférickém tlaku a teplotách kolem 20 °C prokázáno rozsáhlými sériemi experimentů.

Vybrané výsledky v grafech na *obr. 5.28* až *5.32* popisují chování adhezního materiálu (vrstvy), resp. navrženého prvku, v režimu provozu během axiálního zatěžování. Byla sledována především závislost mezi dobou držení (kontaktu) a postupně proměnným externím axiálním zatížením v podmínkách statického charakteru zatěžování.

V průběhu experimentů bylo znovu v návaznosti na uvedené výsledky v *kap. 5.2.2* prokázáno, že adhezní materiál je v důsledku výrazně reologického chování dominantně citlivý na dobu relaxace, tj. prodlevu mezi zatěžovacími cykly, kterou je z důvodu optimální adhezní funkce dodržovat na úrovni desítek sekund, za kterou dojde k plnohodnotnému zrelaxování povrchových vrstev.

Dalším důležitým faktorem pro zajištění správné funkce je intenzita prvotního dotlačení úchopného prvku na objekt manipulace, která byla pro testovaný materiál stanovena na hodnotu cca *0,3 N.cm*<sup>-2</sup>. Poměrně značným omezením v používání adhezních materiálů je stav kontaktního rozhraní mezi prvkem a objektem manipulace jak z hlediska geometrie (nutno zajistit rovnoběžnost), tak i z pohledu čistoty kontaktujících ploch.



Obr. 5.28 Axiální posunutí kontaktního profilu (zatížení 0,1 N.cm<sup>-2</sup>)



**Obr. 5.29** Axiální posunutí kontaktního profilu (zatížení 0,3 N.cm<sup>-2</sup>)



**Obr. 5.30** Axiální posunutí kontaktního profilu (zatížení 0,5 N.cm<sup>-2</sup>)



**Obr. 5.31** Axiální posunutí kontaktního profilu (zatížení 0,7 N.cm<sup>-2</sup>)



Obr. 5.32 Axiální posunutí kontaktního profilu



Obr. 5.33 Doba kontaktu (uchopení) pro zvolenou úroveň posunutí kontaktního profilu



Obr. 5.34 "Pull to break" test adhezní vrstvy

Graf na *obr. 5.33* ukazuje závislost mezi zatížením adhezní vrstvy a dobou kontaktu pro předem zvolenou maximální úroveň osové deformace vrstvy *0,05* a *0,1 mm*. Funkce vrstvy byla také sledována ve vztahu k průběžně narůstajícímu axiálnímu zatížení, kdy se postupně zmenšuje činná plocha  $S_A$  odtrháváním okrajů vrstvy (event. středu), zvyšuje se míra posunutí kontaktního profilu a dochází k postupnému přechodu od stabilního kontaktu k nestabilnímu a následně uvolnění objektu (kolapsu), což je prezentováno na *obr. 5.34* a *5.35*.



Obr. 5.35 Předpokládaný mechanismus odtrhávání adhezivní vrstvy

## 5.2.4 Teoretické základy kontaktu s respektováním adheze

Interakce kontaktujících těles představuje z teoretického hlediska poměrně složitý problém, kdy je výsledný charakter a stabilita kontaktu ovlivněna řadou parametrů. Jedná se především o geometrii kontaktních povrchů, reologické vlastnosti kontaktujících materiálů, stav povrchů z hlediska znečištění, chemickou kompatibilitu a krystalografickou orientaci povrchů, teplotu, úroveň a rozložení kontaktních sil (kontaktního tlaku) apod.



Obr. 5.36 Mikroskopický profil kontaktu elastomeru s relativně hladkou plochou skla

Současná teorie kontaktní mechaniky založená na teorii uvedené např. v [134, 135, 136] vychází z předpokladu, že teoretickou plochu kontaktu lze v souladu s *obr. 5.36* popsat funkcí  $A(\lambda)$ , která definuje skutečnou kontaktní plochu v závislosti na geometrii kontaktního povrchu, resp. rozložení kontaktních elementů s teoretickou šířkou  $\lambda$ .

Kvalita kontaktu je pak dána poměrem skutečné plochy kontaktu a teoretické (makroskopické) plochy kontaktu jako  $P(\zeta_{CQ}) = A(\lambda)/A(L)$  s tím, že  $\lambda = L / \zeta_{CQ}$  a součinitel kvality kontaktu je  $\zeta_{CQ} \ge 1$ . S uvažováním mechanických vlastností kontaktujících materiálů a absencí externího přídavného zatížení lze velmi zjednodušeně kvalitu kontaktu mezi elastomerem (úchopným prvkem) a sklem (objektem manipulace) vyjádřit jako poměr elastické  $U_{el}$  a adhezní energie  $U_{ad}$  jako

$$\theta = \frac{U_{el}}{U_{ad}} \approx \frac{E \cdot \lambda \cdot h^2}{-\Delta \gamma \cdot \lambda^2} \approx -\frac{E \cdot h^2}{\Delta \gamma \cdot \lambda},$$
(1)

kde *E* je modul pružnosti elastomeru, *h* je drsnost povrchu,  $\lambda$  je šířka kontaktu a  $\Delta\gamma$  je změna volné energie vztažená na jednotku plochy, ve které je úchopný prvek v kontaktu s objektem manipulace a dochází k vytěsnění nerovností povrchu vlivem reologického materiálového chování. Podrobný matematický rozbor je uveden např. v [137]. Pokud bude platit, že  $U_{el} = -U_{ad}$ , tj.  $h/\lambda \approx \sqrt{\Delta\gamma/E\lambda}$ , pak např. pro velmi hrubé povrchy s poměrem  $h/\lambda = 1$  a typickou hodnotu E = 1 MPa a  $\Delta\gamma = 3meV/Å^2$  (pro pryže) bude vlivem adheze elastomer schopen vyplnit povrchové kavity  $\lambda < 0,1 \ \mu m$ . Naopak pro velmi hladké povrchy s  $h/\lambda = 0,01$  bude elastomer schopen kopírovat tuhý kontaktní profil s charakteristickým rozměrem  $\lambda = 1 \ mm$ .

Rovněž pro případ kontaktu, ve kterém jsou kontaktující tělesa stlačována silou  $F_p$ , platí, že pro jejich opětovné rozdělení bude nutné následně aplikovat sílu  $F_a$  charakterizující úroveň adheze. Poměr mezi adhezní silou  $F_a$  a silou  $F_p$  vyjadřuje tzv. koeficient adheze a platí, že

$$f_a = \frac{F_a}{F_p}.$$
 (2)

Z matematického hlediska je možné adhezní energii [138] mezi kontaktujícími tělesy s povrchovými energiemi  $\gamma_1$  a  $\gamma_2$  a mezifázovou energií  $\gamma_{12}$  definovat tak, že

$$U_{ad} = \Delta \gamma = \gamma_1 + \gamma_2 - \gamma_{12}. \tag{3}$$

Vzhledem k tomu, že mezifázová energie  $\gamma_{12}$  je většinou relativně malá a obtížně měřitelná, zavádí se tzv. parametr materiálové kompatibility  $c_m$ , který kvalitativně charakterizuje adhezní energii a lze psát

$$U_{ad} = c_m \cdot (\gamma_1 + \gamma_2). \tag{4}$$

Pro identické kovové i nekovové kontaktní tělesa je  $c_m = 1$ , pro kompatibilní kovová tělesa je  $c_m = 0,5$ , nekovová  $c_m = 0,6$  a dále např. pro nekompatibilní nekovové materiály 0,36. Na rozdíl od klasického pojetí přísně bodového kontaktu je při uvažování adhezních sil ovlivňována geometrie kontaktu [139, 140, 141] a reálné chování kontaktu dvojice poddajných materiálů s respektováním adheze je velmi často nahrazováno tzv. JKR (Johnson – Kendall – Roberts) modelem [142, 143]. Pro kontakty tuhých těles s velmi nízkou deformabilitou lze využít DMT model (Deryagin – Muller – Toporov), který popisuje jev, ve kterém adhezní síly působí v těsné blízkosti kontaktní plochy. Vzhledem k zaměření práce je dále zjednodušeným způsobem prezentován pouze JRK model. Model vychází z předpokladu, že kontaktní tlak  $p_c$  mezi kulovými tělesy 1 a 2 je dán součtem tlaků  $p_{0,1}$  a  $p_{0,2}$  vyvolávající rovnoměrný posun a v souladu s Hertzovou teorií platí

$$p_{C} = p_{0,1} \cdot \left(1 - \frac{r^{2}}{a_{CS}^{2}}\right)^{\frac{1}{2}} + p_{0,2} \cdot \left(1 - \frac{r^{2}}{a_{CS}^{2}}\right)^{-\frac{1}{2}},$$
(5)

kde *r* je poloměr a *a*<sub>CS</sub> je poloměr kontaktní plochy na poloměru *r*. Za předpokladu elastického chování kontaktní plochy elastomeru je výsledné posunutí profilu dáno vztahem

$$u_{z} = \frac{\pi a_{CS}}{E^{*}} \cdot \left[ p_{0,1} + \frac{1}{2} \cdot p_{0,2} \cdot \left( 1 - \frac{r^{2}}{2a_{CS}^{2}} \right) \right], \tag{6}$$

nebo také ve vztahu k penetračnímu posunutí  $\delta$  jako

$$u_z = \delta - \frac{r^2}{2R}.$$
 (7)

Na základě výše uvedených předpokladů je možné stanovit kontaktní tlaky, pro které platí, že

$$p_{0,1} = \frac{2a_{CS}E^*}{\pi R}$$
,  $p_{0,2} = \frac{E^*}{\pi} \cdot \left(\frac{\delta}{a_{CS}} - \frac{a_{CS}}{R}\right) = 2 \cdot \sqrt{\frac{\Delta\gamma E^*}{\pi a_{CS}}}$ , (8)

kde

$$\frac{1}{E^*} = \frac{1 - \mu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \mu_2^2}{E_2} \quad a \quad \frac{1}{R} = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2},$$
(9)

s tím, že *E*<sup>\*</sup> je modul kontaktu a *R* redukovaný (relativní) poloměr kontaktu. Následně celková energie kontaktu je charakterizována součtem elastické a adhezní energie tak, že

$$U_T = U_{el} + U_{ad} = \frac{1}{2} \iint p_C \cdot u_z dx dy + \Delta \gamma \cdot \pi \cdot a_{CS}^2.$$
(10)

Pro posunutí  $\delta$  bude dále souviset s rovnovážným poloměrem kontaktní plochy, který bude definovat minimum celkové energie, tj.  $\partial U_T / \partial a_{CS} = 0$ . S tímto předpokladem pak bude vztah mezi  $\delta$  a  $a_{CS}$  definován vztahem

$$\delta = \frac{a_{CS}^2}{R} \pm \sqrt{\frac{2\Delta\gamma\pi a_{CS}}{E^*}}.$$
(11)

Pro adhezní sílu na kulové ploše navíc platí, že

$$F = -\frac{dU_T}{d\delta} = -\frac{\partial U_T}{\partial \delta} = E^* \cdot \left[ 2\delta a_{CS} - \frac{2}{3} \frac{a_{CS}^3}{R} \right] pro \ \frac{\partial U_T}{\partial \delta} = 0$$
(12)

a následně pro konečnou hodnotu posunutí  $\delta$  bude síla
$$F = \frac{4E^* a_{CS}^3}{3R} - \sqrt{8\Delta\gamma\pi E^* a_{CS}^3}$$
(13)

Síla definovaná ve vztahu (13) má minimum pro kritický poloměr kontaktu, pro který platí vztah

$$a_c = \left(\frac{9}{8} \cdot \frac{\Delta \gamma \pi R^2}{E^*}\right)^{\frac{1}{3}}.$$
 (14)

S respektováním kritického poloměru kontaktu je možné vztah (13) dále zjednodušit tak, že pro minimální adhezní sílu, kterou by bylo nutné překročit v případě zrušení kontaktu (adheze) bude zřejmě platit

$$F_{min} = -\frac{3}{2} \cdot \pi R \Delta \gamma. \tag{15}$$

Pro teoretickou analýzu chování adhezního kontaktu úchopného prvku a skla jako objektu manipulace bylo využito metodiky počítačového modelování tzv. kohezních (soudržných) zón (dále CZM), která je velmi často využívána v inženýrské praxi a je součástí řady výpočetních softwarů [144, 145, 146]. Metodika byla představena počátkem šedesátých let minulého století a je založena na popisu relativního posunutí dvojice kontaktních bodů na rozhraní kontaktu v závislosti na trakci, což je v tomto případě síla vztažená na jednotku plochy. Výpočetní elementy popisující kohezní zónu nezahrnují materiálové vlastnosti, ale charakterizují soudržné tahové síly a posunutí související s postupným kolapsem kontaktu např. během externího zatížení kontaktujících těles a existuje několik kritérií, kterými lze kohezní zónu parametrizovat [147, 148, 149]. Obecně lze závislost mezi trakcí a posunutím vyjádřit lineárně nebo nelineárně a to buď s kontinuálním, nebo naopak diskontinuálním charakterem.



Obr. 5.37 Postupné relativní posouvání kontaktu ve vzájemných bodech

Kolaps kontaktu (obr. 5.37) je zpravidla definován maximální trakcí  $T_m$ , resp. kritickým posunutím  $\delta_c$  a následně tzv. kritickou energií, která je postupně uvolňována během

zatěžování. Parametry kohezní zóny bylo možné určit na základě provedených experimentálních měření a definovat v souladu s grafem na *obr. 5.38*.



**Obr. 5.38** Bilineární model kontaktu (zóna I – reverzibilní elastické chování, zóna II – nereverzibilní plastické chování

Běžně je možné pro popis závislosti trakce na posunutí využít dvou modelů, a to buď modelu bilineárního, nebo exponenciálního. V souladu s charakterem experimentálně získaných dat *(obr. 5.34)* byl nakonec pro stanovení kritické kohezní energie využit bilineární model, kde platí

$$G_{c} = \frac{1}{2} \cdot T_{m} \cdot \delta_{c} + \frac{1}{2} \cdot T_{m} \cdot (\delta_{m} - \delta_{c}) = \frac{1}{2} \cdot T_{m} \cdot \delta_{c} + \frac{1}{2} \cdot T_{m} \cdot \delta_{m} - \frac{1}{2} \cdot T_{m} \cdot \delta_{c},$$

$$G_{c} = \frac{1}{2} \cdot T_{m} \cdot \delta_{m}.$$
(16)

Konkrétně potom  $G_c = 3,2 J.m^{-2}$ , kritické posunutí  $\delta_c = 0,305 mm$  a maximální posunutí  $\delta_m = 0,425 mm$ . Z důvodu zajištění optimální stability a konvergence výpočtu byl navíc do počítačového modelu zaveden parametr viskózního tlumení s viskózním energetickým faktorem na úrovni 0,005, což odpovídá vztahu

$$T_{v} = min\left(\frac{f_{v}T_{m}\dot{\delta}}{\dot{\delta}_{r}}, T_{m}\right),\tag{17}$$

kde  $T_v$  je viskózní trakce,  $\dot{\delta}$  funkce rychlosti ekvivalentního posunutí,  $\dot{\delta}_r$  referenční hodnota rychlosti ekvivalentního posunutí a  $f_v$  je viskózní energetický faktor.



#### Obr. 5.39 Změna kritické kohezní energie v čase

Kromě toho, že je kritická kohezní energie závislá na trakci a posunutí je nutné počítat i s dalšími okrajovými podmínkami jako je např. teplota, okolní tlak nebo doba působení externí zatěžující síly. Standardně se u adhezních, převážně lepených spojů počítá s tím, že spoj degraduje v závislosti na teplotě, což bylo i zde, pro potenciální případ využití adhezního úchopného prvku při vysokých teplotách, prokázáno sérií provedených experimentů v *kap. 5.2.2.* V běžných podmínkách manipulace s nevýraznými změnami teplot je velmi dominantním parametrem ovlivňujícím kvalitu a stabilitu kontaktu doba zatížení, kdy v prvních desítkách sekund adhezního držení dochází k výraznému poklesu kohezní energie. Vývoj kvality kontaktu v čase je patrný z grafu na *obr. 5.39,* který shrnuje výsledky provedených experimentů. Pro potřeby počítačového modelování byla závislost kohezní energie na čase extrapolována nelineární regresní křivkou v exponenciálním tvaru rovnice

$$G_c(t) = A \cdot e^{B \cdot t} + C \cdot e^{D \cdot t}, \tag{18}$$

kde *t* je doba zatížení úchopného prvku konstantní silou a parametry *A, B, C* a *D* jsou reálná čísla (*A = 0,7416, B = -0,004894, C = 2,458, D = -0,1527*).

#### 5.2.5 Numerická simulace adhezního kontaktu

Na základě analýzy experimentálních dat provedené v *kap. 5.2.2, 5.2.3* a rozboru teorie adhezního kontaktu v *kap. 5.2.4* byl navržen a zrealizován počítačový model kontaktu adhezního úchopného prvku s hladkou plochou skla (*obr. 5.40*). Reálné chování elastomeru na bázi polyuretanu bylo nahrazeno Money Rivlinovým reologickým modelem s materiálovými konstantami  $c_{10} = 139352$  Pa,  $c_{01} = 0$  Pa,  $c_{11} = 0$  Pa,  $c_{20} = 17963$  Pa,  $c_{30} = 4579$  Pa, které byly stanoveny na základě provedených laboratorních testů na trhacím stroji a jsou v souladu s poměrně širokým intervalem modulu pružnosti od *0,00379* do *0,248 GPa* uváděným pro syntetické elastomery na bázi PU. Sklo (objekt manipulace) bylo popsáno elastickým modelem s modulem pružnosti na úrovni *E* = *72,5 GPa*, Poissonovou konstantou *v* = *0,22* a hustotou  $\rho$  = *2500 kg.m*<sup>-3</sup>.





Výsledky simulace jsou shrnuty v grafech na *obr. 5.41* až *5.47* a ukazují závislost posunutí kontaktního profilu zahrnujícího deformaci adhezní vrstvy na době kontaktu a axiálním zatížení. Vykazují velmi dobrou shodu s experimentálními daty s tím rozdílem, že bod kolapsu je zvýrazněn spíše skokovou změnou. V *příloze č. 2* jsou k dispozici grafické výstupy popisující postupný kolaps pro konstantní axiální zatížení *8 N* a rozdílnou počáteční kvalitu kontaktní plochy definovanou v *kap. 5.2.2*.



Obr. 5.41 Rozvoj kolapsu kontaktu pro axiální zatížení 2 N



Obr. 5.42 Rozvoj kolapsu kontaktu pro axiální zatížení 4 N



Obr. 5.43 Rozvoj kolapsu kontaktu pro axiální zatížení 6 N



Obr. 5.44 Rozvoj kolapsu kontaktu pro axiální zatížení 8 N



Obr. 5.45 Rozvoj kolapsu kontaktu pro axiální zatížení 10 N



Obr. 5.46 Rozvoj kolapsu kontaktu pro axiální zatížení 12 N



Obr. 5.47 Rozvoj kolapsu kontaktu pro axiální zatížení 14 N

### 5.2.6 Konstrukce úchopného prvku

V souladu se závěry provedených experimentů byl navržen úchopný prvek založený na rotačně symetrickém konstrukčním provedení. Z důvodu zefektivnění adhezního principu uchopení řešení umožňuje kompenzovat polohu a nastavení orientace úchopného prvku v závislosti na poloze kontaktní roviny. Ze schématu uvedeného na *obr. 5.48* vyplývá, že aktivní část prvku má kruhový tvar a adhezní vložka je po obvodu přitisknuta upínacím kroužkem, který zajišťuje těsnost a odděluje lepenou část úchopného prvku od vakuovaného prostoru manipulace.



## Obr. 5.48 Konstrukční schéma úchopného prvku

Těleso úchopného prvku je uloženo na kloubovém ložisku a vychýlení tělesa prvku z polohy vymezené osou svislého závěsu zajišťuje trojice pružin, které plní funkci stabilizátoru orientace.





Obr. 5.49 Funkční vzorek úchopného prvku (vlevo 3D počítačový model)

Vlastní těleso je konstruováno tak, že zároveň tvoří závaží, které prostřednictvím svislého závěsu vytváří limitovaný přítlak úchopného prvku na uchopovaný přířez skla. Z hlediska správného fungování na chapadle při předpokládané paralelní funkci většího počtu úchopných prvků svislý závěs dovoluje poměrně přesné nastavení polohy vodorovného závěsu oproti funkční rovině adhezní vložky. Otočný pohyb úchopného prvku je na chapadle využíván během fáze rušení adheze. Funkční vzorek úchopného prvku, který byl reálně odzkoušen v laboratorních podmínkách a uplatněn v konstrukci chapadla je uveden na *obr. 5. 49*.

Konstrukční řešení úchopného prvku umožnilo snadnou montáž na rám chapadla z duralového profilu s drážkami umožňujícími variabilní nastavení prvků během experimentálního testování funkčních vlastností. Jmenovitý rozměr chapadla byl 200 x 300 mm a bezproblémově dovolovalo realizovat uchopení skla s rozměrem až 400 x 600 mm, jak je patrné z obr. 5. 50.



#### **Obr. 5.50** Funkční vzorek chapadla

Manipulační cyklus *(obr. 5.51)* experimentálně úspěšně odzkoušeného chapadla je podřízen požadavku, který je ve vakuu naprosto logický, tj. že chapadlo je zcela pasivní, bez aktivního pohonu a uchopení i odložení objektu probíhá jen na základě činnosti a nastavení parametrů manipulační úlohy manipulátoru. Důsledkem uvedeného přístupu je nutnost opřít v koncové poloze objekt o doraz vymezující odkládací pozici, který může být pohyblivý a nastavitelný.



Obr. 5.51 Manipulační cyklus testovaného chapadla

## 5.3 Kombinovaný úchopný prvek

Podtlaková manipulace s objekty je standardně realizována prostřednictvím podtlakových úchopných prvků [9], tzv. přísavek, kde je příslušná úchopná síla vyvozena rozdílem tlaku v prostoru mezi přísavkou a objektem a tlaku v okolí (většinou atmosférický tlak). Přísavky jsou využívány buď jednotlivě, nebo jsou vytvářena maticová uskupení výškově kopírující rám úchopné hlavice, resp. profil kontaktní roviny uchopení dle geometrie manipulovaného objektu.

Přednostně se doporučuje zatěžovat přísavky v axiálním směru a odpovídá tomu i obecně známý postup výpočtu během dimenzování. V ostatních režimech, ve kterých se jedná o zatížení radiální, klopnými a krouticími momenty a kombinovaným způsobem je nevýhodou značný pokles úrovně stability kontaktu a bezpečnosti držení objektu, vedoucí až ke kolapsu vlivem mechanických vlastností přísavky a fyzikální podstaty vyvození úchopné síly, jejíž hodnotu lze zvyšovat buď větším průměrem přísavky, nebo zvyšováním tlakového spádu, což je energeticky nevýhodné.

Uvedené nedostatky značným způsobem kompenzuje a výrazně zvyšuje únosnost podtlakových úchopných prvků technické řešení [150], které je založeno na kombinaci

podtlakového úchopného prvku s tuhou přírubou, pružným těsnícím lemem a výsuvnou polohovatelnou deskou opatřenou adhezní vrstvou (obr. 5.52).



Obr. 5.52 3D model vakuově adhezního úchopného prvku

Navržený prvek se skládá ze základního tělesa prvku <u>1</u>, které je po obvodu osazeno pružným těsnícím lemem <u>2</u>, který po nakontaktování s předmětem manipulace vytvoří vakuotěsnou dutinu. V dutině je možné připojením zdroje vakua prostřednictvím otvoru <u>8</u> regulovat úroveň podtlaku. Uvnitř tělesa prvku je vložená opěrná deska <u>4</u> osazená adhezní vrstvou <u>5</u> a lze ji spolu s vrstvou libovolně polohovat vzhledem k rovině kontaktu závitovým spojením s pojistným šroubem <u>3</u>. Deska <u>4</u> zároveň vytváří spolu s vrstvou <u>5</u> rovinnou kontaktní plochu <u>7</u>.

Pro základní dva testovací režimy únosnosti prvku v radiálním a axiálním směru bylo těleso prvku upraveno tak, aby bylo možné navržený systém provozně odzkoušet na trhacím stroji v laboratorních podmínkách. Pro testy osové únosnosti byl prvek uchycen kloubovým spojením <u>6</u>, v radiálním směru pak za válcovou plochu <u>9</u> zakončenou závitem s následným zajištěním KM maticí.

Cílem testů bylo ověřit funkčnost řešení ve smyslu zvýšení únosnosti prvku zejména v radiálním (tečném) směru a provést analýzu chování úchopného systému při různých úrovních podtlaku a míře vysunutí, resp. zasunutí ± 0,1 mm opěrné desky vzhledem k objektu manipulace. Výsledky provedených testů jsou ukázány v grafech na *obr. 5.53* až *5.57*.



Obr. 5.53 Radiální posunutí kontaktního profilu (bez aplikace adhezní vrstvy)



Obr. 5.54 Radiální posunutí kontaktního profilu (podtlak - 20 kPa)



Obr. 5.55 Radiální posunutí kontaktního profilu (podtlak - 40 kPa)



Obr. 5.56 Radiální posunutí kontaktního profilu (podtlak - 60 kPa)



### Obr. 5.57 Radiální posunutí kontaktního profilu (podtlak - 80 kPa)

Z uvedených grafů je patrné, že adhezní vrstva spolu s opěrnou deskou má evidentní vliv na stabilitu uchopení (kontaktu) a projevuje se výrazným nárůstem únosnosti *(obr. 5.58),* která je závislá na sledované úrovni posunutí kontaktního profilu a podtlaku a pohybuje se v intervalu od cca *30* do *95 %*.



Obr. 5.58 Nárůst únosnosti úchopného prvku

U ryze stabilního charakteru kontaktu definovaného zvoleným maximálním posunutím 0,5 mm je pak nárůst únosnosti v průměru až 60 %. Rovněž se prokázalo, že jen minimální odchylka polohy opěrné desky v řádech desetin milimetrů od optimální polohy vede k snížení efektu a nosnost prvku v radiálním směru není zvýšena v předpokládané míře.

Únosnost je také výrazně snižována v oblastech nestability kontaktu, ve kterých dochází k dominantnímu posouvání prvku vzhledem k objektu manipulace. V důsledku posuvů a reologického chování adhezní vrstvy, která je během relativního pohybu vlivem vysokého koeficientu tření v povrchové vrstvě "rolována" na rozhraní kontaktu, dochází k minimalizaci činné kontaktní plochy vlivem velkých deformací.

Evidentní je, že při vysunutí opěrné desky nad úroveň těsnícího lemu je možné prvek využívat bez nutnosti vakuování prostoru mezi prvkem a objektem manipulace a provozovat systém v tzv. pasivním režimu bez nutnosti připojení energetického zdroje, jak je uvedeno v *kap. 5.2.6*.

#### 5.3.1 Kombinovaný úchopný prvek s plynulou regulací přítlaku a polohy desky

Technické řešení úchopného prvku popsané v *kap. 5.3* zajišťuje poměrně významným způsobem zvýšení únosnosti standardně používaných a koncipovaných podtlakových prvků s tuhou přírubou. Nevýhodou však je, že polohování adhezní vrstvy závitovým spojením s tělesem prvku je značně nepřesné a nedostatečně flexibilní, protože pro každou geometrii prvku je vždy nutné nastavit její optimální polohu, která není dopředu známá a vyžaduje testování.

Uvedenou nevýhodu kompenzuje konstrukční řešení [151, 152], jehož podstata spočívá v tom, že po kontaktu úchopného prvku <u>1</u> s objektem manipulace <u>7</u> dojde otvorem <u>8</u> k vakuování vzniklého prostoru <u>10</u>, <u>11</u> utěsněného těsnícím lemem <u>2</u> a současně k optimálnímu vysunutí opěrné desky <u>4</u> do kontaktu s objektem <u>7</u> prostřednictvím pístu <u>3</u>, který je spojen s opěrnou deskou <u>4</u> a zároveň utěsňuje prostor <u>10</u>. Nedílnou součástí desky <u>4</u> je adhezní vrstva <u>5</u>, která tvoří kontaktní rozhraní <u>12</u> spolu s objektem <u>7</u>. Úroveň přítlaku mezi deskou <u>4</u>, resp. vrstvou <u>5</u> a objektem <u>7</u> je možno regulovat hodnotou tlaku v regulačním prostoru <u>9</u> nad pístem <u>3</u>, čímž lze docílit optimální úrovně přítlaku v závislosti na deformaci těsnícího lemu <u>2</u>, mechanických vlastnostech a povrchového profilu objektu <u>7</u> a zajistit tak maximální nárůst třecích sil při manipulaci.

Základní technické provedení je uvedeno na *obr. 5.59*, ve kterém je z detailního řezu patrné uspořádání úchopného prvku s tuhým závitovým spojením <u>6</u> opěrné desky a pístu. Na *obr. 5.60* je řešení umožňující automatickou adjustaci (změnu) orientace adhezní vrstvy, resp. opěrné desky, v závislosti na orientaci kontaktní plochy objektu (propojení desky a pístu je realizováno prostřednictvím kulového kloubu <u>13</u>) v pozici, kde je adhezivní vložka mimo kontakt s objektem manipulace.



**Obr. 5.59** Úchopný prvek (bez kompenzace orientace opěrné desky)



**Obr. 5.60** Úchopný prvek (s kompenzací orientace opěrné desky)

Úchopný prvek podle uvedeného technického řešení je využitelný v širokém spektru manipulačních a uchopovacích procesů s vyššími nároky na bezpečnost uchopení a držení objektu. Je výhodný např. pro manipulace s poddajnými objekty (minimalizace elastických deformací u objektů s nízkou příčnou tuhostí), manipulace s vertikálně orientovanou rovinou uchopení atd. Je vhodný pro nerovné a hrubé povrchy objektů a obecně pro aplikace, ve kterých působí externí síly paralelně s rovinou uchopení. Řešení rovněž minimalizuje spotřebu tlakového vzduchu a zároveň zachovává úroveň silové odezvy. Na *obr. 5.61* je navržený úchopný prvek <u>2</u> v sestavě pro montáž do rámu multiprvkové úchopné hlavice v kombinaci s kompenzátorem orientace <u>3</u> a polohy <u>4</u> (adhezní vrstva je v kontaktu s objektem manipulace <u>1</u>).



Obr. 5.61 Kombinovaný úchopný prvek s kompenzátorem polohy

Úroveň adhezní síly u navrženého úchopného prvku je možné rovněž cíleným způsobem modifikovat změnou charakteru (profilu) geometrie kontaktního povrchu adhezní vrstvy. Původně kompaktní rovinná plocha tvořená opěrnou deskou <u>2</u> a adhezní vrstvou <u>3</u> může být v závislosti na struktuře povrchu a materiálových vlastnostech předmětu manipulace

segmentově rozdělená <u>3</u><sub>A</sub>, plošně dělená <u>3</u><sub>B</sub>, <u>D</u>, výškově profilovaná <u>3</u><sub>C</sub> a zároveň také materiálově nesourodá, což v konečném důsledku zvyšuje nebo naopak snižuje úroveň výsledného koeficientu tření a adheze (*obr. 5.62*). Působením tlaku se navíc během uchopení a kontaktu jak kompaktní rovinná, tak profilovaná plocha vlivem reologického chování deformuje a lépe kopíruje povrch předmětu manipulace. Při manipulaci s výrazně příčně poddajnými (tvarově nestabilními) objekty pak rovněž zajišťuje funkci polohovatelné opěry.



**Obr. 5.62** Modifikace adhezní vrstvy (A - segmentově rozdělená rovinná plocha, B - plošně radiálně dělená rovinná plocha, C - výškově profilovaná rovinná plocha, D - cylindricky plošně dělená rovinná plocha)

## 5.4 Systém pro aktivní rušení adhezních sil

Většina pasivních úchopných prvků (hlavic) a přídržných systémů je charakterizována jen velmi minimálním nebo v zásadě žádným nárokem na energetický zdroj. Pro úplnou funkci v manipulačním cyklu však vyžadují systémy k rušení vyvozených úchopných sil, které mohou být rovněž na principu pasivním (např. mechanické dorazy, narážky apod.) nebo aktivním. Z pohledu uplatněných fyzikálních principů je také možné předpokládat, že úroveň úchopných sil klesá postupně v závislosti na čase (době uchopení) a dochází k přechodu z oblasti stabilního přes nestabilní kontakt až na hodnotu kolapsu *(viz kap. 5.2.4 a 5.2.5)* vlivem netěsností systému (podtlakové pasivní přísavky), náhlého nárůstu externího zatížení, degradace kontaktního profilu, změny kontaktní plochy vlivem reologického chování kontaktního materiálu, nárůstu nebo naopak poklesu okolní teploty atd.



Obr. 5.63 Adhezní úchopný prvek s pneumatickým pohonem

Časové hledisko je z pohledu bezpečnosti držení objektu manipulace velmi rizikovým faktorem a jeho skutečné uplatnění je problematické a diskutabilní. Pro reálné nasazení adhezních materiálů v konstrukci efektorů je nutné vždy vycházet z řady experimentů, jejichž výsledky musí jednoznačným způsobem deklarovat stabilitu kontaktu a úrovně úchopných sil v závislosti na okrajových podmínkách a reologii materiálu, přičemž je stanovena maximální doba držení odpovídající příslušnému koeficientu bezpečnosti. Z toho vyplývá, že manipulační cyklus je podřízen experimentálně získaným charakteristikám s cílem řízeného rušení adhezních sil na úrovni stabilního kontaktu. Vzhledem k tomu, že řada speciálních aplikací a výrobních technologií nedovoluje instalaci pasivních systémů pro rušení adhezních sil, byly ze sérií uvažovaných řešení vybrány a navrženy dvě koncepce aktivních systémů.

Na *obr. 5.63* je adhezní úchopný prvek (vlevo v kontaktním režimu, vpravo se zasunutou adhezní vrstvou) skládající se ze základního tělesa <u>1</u> a rotačně uložené naklápěcí plochy <u>2</u> osazené v rovině kontaktu adhezní vrstvou <u>5</u>. Rotace plochy kolem pevného kloubu <u>6</u> v ose rovnoběžné s rovinou kontaktu je realizována krátko zdvihovým jednočinným pneumotorem <u>4</u> prostřednictvím jednoduchého kulisového mechanismu <u>3</u>. Šroubením <u>7</u> je zajištěn přívod tlakového vzduchu pro ovládání pneumotoru a kryt <u>8</u> zároveň tvoří kontaktní rozhraní mezi objektem manipulace a adhezním úchopným prvkem.

Na *obr. 5.64* je alternativní kompaktní řešení pasivního úchopného prvku s krytem <u>7</u> (vpravo pohled zdola), který je tvořen duralovou přírubou <u>1</u> s navazující naklápěcí deskou <u>2</u> osazenou adhezní vrstvou <u>3</u>, která je obvodově zajištěna proti odtržení přítlačným pojistným kroužkem <u>4</u> a současně nalepena na naklápěcí desku. Naklápění desky umožňuje kloubové spojení <u>5</u> s přírubou <u>1</u>, čímž je zajištěno automatické naorientování adhezní vrstvy v závislosti na poloze kontaktní roviny objektu manipulace. Aktivní rušení úchopné adhezní síly je realizováno soustavou tubulárních elektromagnetů <u>6</u> obvodově uložených v tělese naklápěcí desky.



Obr. 5.64 Adhezní úchopný prvek s elektromagnetickým pohonem

### 5.5 Kompenzační polohový modul

Manipulace s plochými objekty je standardně realizována prostřednictvím multi prvkových úchopných hlavic, které tvoří rám osazený úchopnými prvky v paralelním uspořádání. Polohové nepřesnosti závislé na geometrii a mechanických vlastnostech rámu hlavice a objektu manipulace ve vztahu k rovině uchopení jsou minimalizovány jednak pružinovými kompenzátory a kloubovým uložením úchopného prvku a částečně pak materiálovou charakteristikou úchopného prvku. Uvedený systém je plně postačující při aplikaci aktivních úchopných prvků s dostatečným pracovním zdvihem, např. přísavek, kdy je silový účinek vyvolán rozdílem většinou atmosférického tlaku a tlaku v utěsněném prostoru mezi objektem a přísavkou prostřednictvím zdroje vakua (alternativně jsou využívány i pasivní systémy, ve kterých je rozdíl tlaku vyvozen změnou objemu deformací úchopného prvku).



**Obr. 5.66** Průmyslový robot s multiprvkovou úchopnou hlavicí

U pasivních systémů využívajících k vyvození úchopné síly např. adheze je problém v tom, že při najetí a dotlačení hlavice na objekt v odnímací pozici dojde k vykompenzování uchopovací roviny, ale při následné manipulaci dochází vlivem pružného uložení prvků a deformaci objektu (významné především u objektů s nízkou tuhostí) k dalším osovým posuvům, které jsou zdrojem nerovnoměrného zatížení prvků a vedou k razantnímu snížení bezpečnosti, stability kontaktu a následně kolapsu.

Uvedený nedostatek výrazným způsobem minimalizuje kapalinový kompenzátor polohy podle navrženého technického řešení na *obr. 5.65*. Jeho podstata spočívá v tom, že v děleném prostoru mezi dvojicí pevně spojených pístů <u>4</u> a <u>5</u> pohybujících se v dutině válce <u>3</u> je obsažena pracovní kapalina. Prostor mezi písty je oddělen propojovacím blokem <u>1</u> s aktivně řízenou přepážkou v průtokovém kanálu prostřednictvím sedlového ventilu <u>2</u>. Písty jsou vůči sobě vázány mechanicky tak, aby nedocházelo k jejich protáčení vzhledem k propojovacímu bloku dvojicí pístních tyčí <u>6</u> symetricky umístěných k ose pístů a opatřených těsněním, aby nedocházelo k prosaku kapaliny. Regulací přepážky v kanálu propojovacího bloku je dosaženo polohové kompenzace při nakontaktování úchopného prvku s objektem a rovněž aretace polohy během manipulačního procesu, čímž je docílena optimální úroveň nivelace kontaktní roviny a minimalizován vliv nerovnoměrného zatížení jednotlivých úchopných prvků.

Na *obr. 5.66* je z detailu patrná možnost náhrady klasického podtlakového úchopného prvku v kombinaci s pružinovými kompenzátory polohy a dynamických rázů novým energeticky úsporným systémem uplatňujícím soustavu úchopného prvku dle patentu [153] rozšířeného o aktivní systém rušení adhezní síly <u>5</u> a kapalinového kompenzátoru polohy <u>4</u> podle užitného vzoru [154] s posuvným zajištěním <u>3</u> na rám úchopné hlavice <u>2</u>, resp. <u>1</u>.

V souvislosti s výše uvedenými informacemi je nutné poznamenat, že pro polohovou kompenzaci je možné využít v současné době různých typů jednodušších mechanických kompenzátorů, např. na platformě společnosti Destaco, které však neumožňují plynulou automatickou kompenzaci a bylo by nutné provádět příslušná nastavení a korekce polohy manuálně.

# 6 Analýza přísavek v interakci se znečištěným povrchem

V celé řadě výrob je častým požadavkem realizace automatického manipulačního nebo upínacího procesu s využitím vakuového principu uchopení pro objekty, jejichž kontaktní povrch je znečištěn provozními kapalinami, prachovými částicemi, mazivy apod. Zcela specifickým příkladem pak je aplikace podtlakového přídržného systému v konstrukci mobilních servisních robotů určených pro pohyb na skleněném opláštění výškových budov např. při mycích nebo inspekčních činnostech. Na obr. 6.1 je v uvedené souvislosti příklad technického řešení mobilní platformy [155, 156, 157, 158], které je prezentováno otočným rámem 1 s rotační vazbou na podvozek platformy 2, která je realizována specificky navrženým rotačním uložením osazeným rotačním servopohonem s brzdou 6, což umožňuje natáčení platformy kolem osy kolmé ke kontaktní rovině. Pohyb dopředu nebo dozadu je pak založen na střídavém krokovém pohybu platformy a synchronně se pohybujících nohou 3 platformy, osazených servopohony 5, které jsou prostřednictvím rotačních klik spojeny s otočným rámem 1. Přídržný systém zajišťuje soubor aktivních přísavek 4, které jsou optimálně rozmístěny jak na nahou tak i podvozku platformy vzhledem ke konstrukčním spojům jednotlivých skleněných tabulí vytvářejících opláštění budovy. Podrobnosti k vývoji a postupnému řešení servisního robotu jsou shrnuty v příloze č. 1 a bezpečnostním aspektům provozu v kap. 7.2.



Obr. 6.1 Mobilní platforma servisního robotu dle [159] (vlevo s krytem a mycí jednotkou)

Je zřejmé, že jakékoliv znečištění kontaktního povrchu objektu manipulace vede k výraznému snížení koeficientu tření, čímž logicky dochází k poklesu úrovně přenášených třecích (radiálních) sil podtlakovými úchopnými prvky.

Z tohoto důvodu jsou obecnou snahou řady výrobců (Piab, Schmalz, Festo) a předmětem výzkumu návrhy nových netradičních řešení konstrukce úchopných prvků *(obr. 6.2)*, které budou minimalizovat vliv stavu kontaktního povrchu na jejich nosnost v radiálním směru. Předmětem analýzy autora byla v tomto případě závislost externí radiální síly na posunutí prvku v radiálním směru [160, 161, 162].





Z rozsáhlé série provedených experimentů jsou uvedeny grafické výstupy (obr. 6.3 až 6.8), které přehledně mapují závislost posunutí tuhé příruby úchopného prvku ve vazbě na charakter kontaktního povrchu (suchý, mokrý), postupně narůstající externí radiální zatížení a úroveň vakua ve vztahu k typu konstrukčního provedení.



**Obr. 6.3** Suchý a čistý kontaktní povrch (Piab FCF75P)



Obr. 6.4 Kontaktní povrch kontaminován vodou (Piab FCF75P)



Obr. 6.5 Suchý a čistý kontaktní povrch (Schmalz PFYN 80)



Obr. 6.6 Kontaktní povrch kontaminován vodou (Schmalz PFYN 80)



Obr. 6.7 Suchý a čistý kontaktní povrch (UV 22075)



Obr. 6.8 Kontaktní povrch kontaminován vodou (UV 22075)



**Obr. 6.9** Úroveň třecí síly v závislosti na stavu kontaktního povrchu (Piab FCF75P)



Obr. 6.10 Úroveň třecí síly v závislosti na stavu kontaktního povrchu (Schmalz PFYN 80)



🔳 20 kPa 🔳 30 kPa 🔳 40 kPa 🔳 50 kPa 🔲 60 kPa 🔲 70 kPa 🔲 80 kPa

**Obr. 6.11** Úroveň třecí síly v závislosti na stavu kontaktního povrchu (UV 22075)

Na základě získaných experimentálních dat a jejich podrobné analýzy je možné pro vybrané úchopné prvky konstatovat, že testovaná přísavka *FCF75P* s geometrickým průměrem *75 mm* společnosti Piab je díky své specifické konstrukci kontaktních trámců jen velmi málo citlivá na vodou znečištěný kontaktní povrch a vykazuje stabilní hodnoty únosnosti v radiálním směru, které se mění jen minimálně *(obr. 6.9, DS - suchý povrch, WS - vodou znečištěný povrch)*. Na druhou stranu jsou hodnoty posunutí tuhé příruby vzhledem k externí zatěžující radiální síle poměrně vysoké už při nízkých hodnotách *F<sub>RAD</sub>*, což je dáno zejména výrazným deformačním chováním patentovaného materiálu na bázi polyuretanu s označením *DURAFLEX*<sup>®</sup>.

Přísavka *PFYN80* (geometrický průměr *80 mm*) firmy Schmalz je na rozdíl od dalších dvou vybraných testovaných zástupců velmi citlivá na vodou kontaminovaný povrch a z grafického výstupu na *obr. 6.10 (DS - suchý povrch, WS - vodou znečištěný povrch)* je zřejmé, že dochází k poklesu únosnosti až na třetinu původních hodnot naměřených v režimu suchého a čistého kontaktního povrchu, což je dáno velmi plochým charakterem kontaktní plochy přísavky.

Navržený podtlakový úchopný prvek s právní ochranou dle *UV 22075* disponuje s ohledem na geometrický průměr pouhých *60 mm* v porovnání s přísavkami společností Piab a Schmalz velmi zajímavými výsledky hodnot posunutí v závislosti na externí zátěžné radiální síle jak při suchém, tak i mokrém kontaktním povrchu. Navíc při hodnotách posunutí v intervalu od *0,5* do *1,0 mm* je citlivost na znečištění pouze minimální a s narůstající hodnotou posunutí až k úrovni kolapsu kontaktu je nosnost snížena cca o třetinu. Dále je možné konstatovat, že uvedený úchopný prvek dosahuje přibližně stejné úrovně nosnosti v radiálním směru jako přísavka *FCF75P* i přesto, že geometrický průměr je o *15 mm* menší (*obr. 6.11, DS - suchý povrch, WS - vodou znečištěný povrch*).

# 7 Počítačová simulace napěťových polí v plochém skle

Výsledná jakost skleněných výrobků je dominantně závislá na nastavení a typu výrobní technologie, ale je rovněž ovlivněna souborem podmínek souvisejících s manipulačními procesy během výroby. Obecně jde o to, aby byly minimalizovány kontakty s manipulačními prostředky a byla realizována "šetrná" manipulace s odpovídající dynamikou respektující takt výrobní linky. Ve většině případů však v důsledku strategie výroby nelze vyhovět podmínkám "šetrné" manipulace a je tak pouze možné zmírnit negativní dopady manipulačního procesu na jakost výrobku např. tím, že bude cíleným způsobem minimalizován vznik dodatečných napěťových polí ve skle, které jsou zdrojem vzniku záprasků a trhlin.

## 7.1 Sklo v manipulačním procesu během výroby

Typickým příkladem potýkajícím se s problémy během automatické manipulace se skleněným výrobkem je výroba automobilových skel, která dnes tvoří podstatné procento výrobních kapacit významných světových výrobců plochého skla. Během výrobního procesu jsou autoskla namáhána jak teplotně, tak mechanicky a výsledná jakost produktu je ovlivněna širokým spektrem parametrů a podmínek výroby, z nichž jen některé mají dominantní charakter a projevují se významným způsobem. Jedním z problémů je praskání vnitřní hrany skla spojené především s nedostatečnou regulací teplotního spádu v příčném směru v tvarovacím agregátu, dobou dochlazování a relaxace a úrovní mechanických ataků na hrany skla během automatické manipulace, která je autorem pro vybrané výrobky dále v práci sledována.

Podrobnou analýzou výrobního procesu bylo potvrzeno, že jedním ze stěžejních vlivů je charakter teplotního profilu na tvarovací lince, který má vliv na vznik tzv. membránového napětí na okrajích skla a série problematických míst na dopravníku, ve kterých dvojice skel překonávají výškové rozdíly při pohybu z jednoho segmentu dopravníku na druhý atd. Uvedené vlivy se pak mohou vzájemně sčítat a v konečném důsledku ovlivňují vznik trhlin na hranách skel, které jsou navíc do jisté míry ovlivněny sekundárními parametry okrajových podmínek, jako je např.:

- o vzájemná poloha dvojice skel,
- o geometrie skel,
- o třecí poměry mezi skly a unášecími pásy (řemeny) dopravníku, geometrie dopravníku,
- o zrychlení a rychlost pohybu dopravníku,
- o překonávaní výškových rozdílů na dopravníku (vč. frekvence přejezdů),
- o kvalita a profil zábrusu hrany skla,
- o relaxace,
- o problematická manipulace se skly během jejich rozdělování atd.

Pro ověření vlivu uvedených parametrů na potenciální vznik defektů bylo postupně na vybraných typech a připravených vzorcích skla zrealizováno měření teplotních polí, třecích

poměrů na rozhraní skel a pro optimalizaci relativně komplikovaného počítačového modelu provedena analýza kmitavého pohybu autoskel s využitím rychlokamery.

## 7.1.1 Třecí poměry na rozhraní skel

Rozdílné tloušťky skel mají vliv na výsledné dynamické chování jednotlivých přířezů dané zejména jejich nízkou příčnou tuhostí, což způsobuje náhodné kontaktování v ploše projevující se kmitavým pohybem. Relativně tuhé horní sklo absorbuje lokální ataky od spodního skla a dochází ke vzájemnému lokálnímu namáhání, jehož úroveň je možné ovlivnit cílenou úpravu koeficientu tření prosypovým kalciovým práškem *Eskal 15*. Průměrné hodnoty koeficientu tření byly pro úplnost proměřeny na trhacím stroji *(obr. 7.1)* a jsou patrné z *tab. 7.1*.

### Tab. 7.1 Koeficienty tření

	Suchý povrch	Povrch ošetřen práškem Eskal 15
Koeficient tření <i>fs</i> [-]	0,17	0,20



## Obr. 7.1 Měření koeficientu tření

Z naměřených hodnot je zřejmé, že kalciový prášek mírně zvyšuje koeficient tření a dochází tak k větší stabilizaci vzájemné polohy skel během transportu na dopravníku, tj. je minimalizován jejich vzájemný posun, což se pozitivním způsobem projevuje tím, že skla kmitají ve fázi. Tím je potlačena míra lokálních ataků, které vznikaly během kontaktování skel kmitajících vlivem jejich posunutí v proti-fázi. Dalším pozitivem je, že snížená povrchová adheze má pozitivní vliv na lepší oddělování skel v kontaktní ploše a vznikající deformace

během kmitavého pohybu nejsou vzájemně ovlivněny. Přítomnost prášku je také uplatněna během separačního procesu.

# 7.1.2 Membránové napětí na hranách skla

Standardně se u plochého skla uvažuje pouze regulérní chladicí napětí, které je proměnné napříč tloušťkou přířezu a je úměrné rychlosti ochlazování skla. Mimo to se však může vyskytovat ještě napětí, jehož velikost je proměnná napříč šířky skla nebo podél okraje.



Obr. 7.2 Detekce napětí ve vzorku skla tloušťky 1,6 mm



Obr. 7.3 Detekce napětí ve vzorku skla tloušťky 2,1 mm

Toto napětí, které je navrstveno na regulérní napětí se označuje jako napětí membránové. Zatímco vznik regulérního napětí je zcela zákonitý, výskyt membránového napětí je relativní a příčinou jeho vzniku jsou nerovnoměrné teploty v rovině skla v průběhu tvarování, resp. chlazení [163]. V polarizovaném světle je membránové napětí viditelné při pohledu kolmo na povrch tabule, jak ukazuje *obr. 7.2* a *7.3*, a napříč tloušťkou skla je konstantní.

Lze konstatovat, že membránové napětí se vyskytuje minimálně v případě dlouhých chladicích pecí s rovnoměrným rozložením teplot. V těchto pecích není větší prostor pro vznik podélného a příčného teplotního gradientu a tím pádem je eliminováno membránové napětí. Membránové napětí je naopak možné sledovat u kratších chladicích pecí, kde se bez speciálních opatření vyskytuje membránové napětí dané teplotním rozdílem mezi středem a okrajem skla [164, 165, 166]. U kratších pecí jsou obecně okraje studenější než střed. Trvalé membránové napětí vznikající v chladicím intervalu je tlakové na okraji a tahové uprostřed skla. Podstatné je, že v určité vzdálenosti od řezné hrany se příčné napětí stále více zmenšuje a v důsledku napěťové rovnováhy postupně narůstá membránové napětí podélné [167, 168, 169]. Na řezné hraně je pak maximum příčného napětí a podélné se blíží nule.

Přibližný průběh tahového a tlakového napětí na okraji (hraně) skla je aproximován parabolickým průběhem (1) a platí, že regulérní napětí je definováno jako

$$\sigma_R = \sigma_M \cdot \left[ 1 - 3 \cdot \left(\frac{2 \cdot z}{h}\right)^2 \right], \tag{1}$$

kde  $\sigma_M$  je napětí uprostřed skla, *h* tloušťka, *z* je vzdálenost od hrany skla. Celkové napětí *(obr.* 7.4) je pak dané součtem regulérního a membránového napětí, tj.  $\sigma_c = \sigma_R + \sigma_m$ .



Obr. 7.4 Charakter napětí na hraně skla

Regulérní napětí nelze snížit až na nulu, ale vhodným nastavením procesních parametrů během výroby je možné ovlivnit jeho velikost, zatímco membránové napětí je možné minimalizací teplotního spádu v chladicí peci zcela eliminovat a snížit tak řadu problémů na výrobní lince, které způsobuje jak trvalé, tak i přechodové membránové napětí. Jeho minimalizace je tak často důležitější než požadavek na co nejnižší úroveň regulérního chladicího napětí. Těžkosti při řezání, vrtání a manipulaci jsou totiž mnohem častěji způsobeny právě membránovým napětím a to i přechodným, které v čase postupně relaxuje [170] s rychlostí přibližně podle grafu na *obr. 7.5*.



Obr. 7.5 Relaxace membránového napětí

## 7.1.3 Počítačová simulace napětí na hranách skla

Pro počítačovou analýzu rozložení napěťových polí byly vytipovány nejproblematičtější typy v současnosti vyráběných automobilových skel s charakteristickou geometrií podle *obr. 7.6*.



Obr. 7.6 Počítačové modely vybraných autoskel

Automobilové dvojsklo je standardně unášeno prostřednictvím dvojice paralelně umístěných unášecích řemenů dopravníku, který je rozdělen do několika navazujících segmentů s roztečí unášecích řemenů v intervalu od cca 700 do 820 mm.

Značnou komplikací jsou výškové nerovnosti, které musí dvojice skel překonávat v místě napojování segmentů dopravníku a dochází k postupnému překlápění skel z jedné horizontální úrovně do druhé s výškovým rozdílem až 20 mm.

I přesto, že jsou tvrdé rázy během kontaktování skla s řemeny minimalizovány jejich pružným uložením (poddajností), jedná se o deformačně tuhý kontakt, který může být zdrojem vzniku potenciálních trhlin v oblastech místa kontaktu dvojice skel a dopravního systému. Cílem počítačové simulace bylo realizovat reprezentativní model, který bude charakterizovat rozložení a úroveň napětí ve vytipovaném místě dopravníku.

Pro zajištění stability výpočtu a dostatečné přesnosti výpočetních dat byl navržen a dále optimalizován 3D počítačový model uvedených typů čelních automobilových skel. Reálné chování skla bylo nahrazeno elastickým modelem s výrobcem definovaným modulem pružnosti *E* = 72 479 MPa a Poissonovou konstantou 0,22. Vzhledem k tomu, že se nejedná o statickou úlohu a dvojice skel vykazuje zejména v místech přejezdů výškových rozdílů, vlivem nízké příčné tuhosti, kmitavý charakter pohybu, bylo nutné rovněž definovat parametry tlumení. Úroveň parametrů definuje charakter útlumu, kdy systém kmitá kolem rovnovážné polohy a amplituda kmitů postupně klesá s časem. Tento jev je podrobně matematicky popsán např. v [171, 172, 173]. V tomto případě nebylo cílem teoreticky rozvádět problematiku kmitání mechanických soustav a po značném zjednodušení problému lze konstatovat, že v technické praxi se počítá s tzv. koeficienty Rayleighova tlumení *(2)*, které jsou funkcí poměrného tlumení a vlastní frekvence soustavy a je možné je definovat jako

$$\alpha = \frac{2\left(\xi_i\Omega_i^2\Omega_j - \xi_i\Omega_i\Omega_j^2\right)}{\Omega_i^2 - \Omega_j^2}, \beta = \frac{2\left(\xi_i\Omega_i - \xi_j\Omega_j\right)}{\Omega_i^2 - \Omega_j^2},$$
(2)

kde  $\xi$ jsou poměrná tlumení a  $\Omega$ vlastní frekvence (indexy *i* a *j* v (2) označují i-tou a j-tou vlastní frekvenci). Konkrétně byly na základě zkušeností s podobnou problematikou [73] zvoleny koeficienty tak, že  $\alpha$  = 1,856 a  $\beta$  = 8,285.10<sup>-4</sup>.

Celá úloha byla v první fázi řešena systémem deformačně tuhého kontaktu, tj. tak, že dvojice skel byla namodelována jako deformační těleso a unášecí řemeny dopravníku prezentovaly tuhé kontaktní tělesa s možností definovat třecí poměry na rozhraní kontaktu sklo – sklo a sklo – unášecí řemen. Ve druhé fázi se pak pro náhodně vybrané sklo formátu *A* testoval výpočetní model respektující plně deformační kontakt, ve kterém byl pás dopravníku nahrazen elastomerem a popsán matematickým Mooney Rivlinovým reologickým modelem. V tomto případě však došlo k extrémnímu nárůstu výpočetního času a bylo prověřeno, že

pokles napěťových špiček je cca o 1/3 oproti hodnotám z výsledků řešení deformačně tuhého kontaktu (obr. 7.7).



**Obr. 7.7** Porovnání napětí na hraně skla tl. 1,6 mm typu A (DK – deformační kontakt, Top (3) – horní strana skla, Bot (4) – spodní strana skla)

### 7.1.4 Výsledky počítačové simulace

Pro uvedené koeficienty a okrajové podmínky byly provedeny simulační výpočty pro dynamický režim manipulace, při kterém automobilová skla přejíždí z úzkého dopravníku s roztečí unášecích řemenů 700 mm na široký segment dopravníku s roztečí řemenů 820 mm. Dále byla provedena simulace napěťových polí ve dvojici skel ve fázi stabilizace na dopravníku pro standardní rozteč a pro modifikovanou rozteč s cílem prokázat vliv modifikace na úroveň a rozložení napěťových polí ve skle a definovat tak optimální rozteč unášecích řemenů v závislosti na typu autoskla. Výstupem simulačních výpočtů je deformovaná síť konečných prvků s přiřazenou hodnotou ekvivalentního HMH napětí, přístupná ve zvolených časových odstupech, daných iteračním krokem se zahrnutím proměnných hodnot hmotových (setrvačných) sil. Dále prezentované vybrané výsledky na obr. 7.8 až 7.19 ukazují napěťová pole na kontaktní, dolní straně spodního skla "4" (označení strany skla vychází ze zavedených standardů výrobců skel) s tloušťkou 1,6 mm při odeznění kmitavého pohybu skel v místě před rozkladačem (manipulační zařízení rozdělující dvojici skla) pro zvolené rozteče unášecích řemenů 600, 800 a 1000 mm. Průběh napětí odpovídá zjednodušené úloze, ve které se jedná o kontakt elastického materiálu (skla) s absolutně tuhým unášecím systémem dopravníku, přičemž je uvažováno tření mezi skly.


Obr. 7.8 Autosklo typ A - napětí na straně "4", rozteč pásů 600 mm [Pa]



Obr. 7.9 Autosklo typ A - napětí na straně "4", rozteč pásů 800 mm [Pa]



**Obr. 7.10** Autosklo typ A - napětí na straně "4", rozteč pásů 1000 mm [Pa]



Obr. 7.11 Autosklo typ B - napětí na straně "4", rozteč pásů 600 mm [Pa]



**Obr. 7.12** Autosklo typ B - napětí na straně "4", rozteč pásů 800 mm [Pa]



Obr. 7.13 Autosklo typ B - napětí na straně "4", rozteč pásů 1000 mm [Pa]



Obr. 7.14 Autosklo typ C - napětí na straně "4", rozteč pásů 600 mm [Pa]



Obr. 7.15 Autosklo typ C - napětí na straně "4", rozteč pásů 800 mm [Pa]



Obr. 7.16 Autosklo typ C - napětí na straně "4", rozteč pásů 1000 mm [Pa]



Obr. 7.17 Autosklo typ D - napětí na straně "4", rozteč pásů 600 mm [Pa]







Obr. 7.19 Autosklo typ D - napětí na straně "4", rozteč pásů 1000 mm [Pa]

Z uvedených *obr. 7.8* až *7.19* vyplývá, že změna rozteče unášecích pásů samozřejmě ovlivňuje velikost a rozložení napětí ve skle a případná možnost přestavování dopravníku v závislosti na typu skla povede ke snížení napěťových špiček v kontaktních bodech mezi sklem a pásy dopravníku.

V některých případech, dle typu autoskla, jsou změny poměrně významné, v jiných naopak zanedbatelné tak, jak je patrné z grafů uvedených na *obr. 7.20* až *7.32*. V grafech jsou uvedeny průběhy napětí na přední delší hraně skla (odpovídá směru toku výroby) tloušťky *1,6 mm* na straně *"4"* a *"3"* (horní strana spodního skla). Výsledky jsou uváděny v příslušných vzdálenostech od osy symetrie skla, která je zároveň osou dopravního systému, resp. v tomto případě rozteče dvojice dopravních pásů dopravníku.



Obr. 7.20 Průběh napětí na hraně skla typu A

Pro autosklo typu A bylo prokázáno, že standardní rozteč (cca 820 mm) unášecích řemenů dopravníku je optimální a modifikace rozteče by neměla smysl (viz obr. 7.20) vzhledem k tomu, že napěťové špičky jsou velmi nízké.



### Obr. 7.21 Průběh napětí na hraně skla typu B

Na rozdíl od skla typu A by změna rozteče dopravníku na cca 1000 mm přinesla pro typ skla B pokles napětí o cca 20 % (obr. 7.21).



Obr. 7.22 Průběh napětí na hraně skla typu C

U skla typu *C* je standardní rozteč unášecích pasů dopravníku plně v souladu s optimální polohou, která byla stanovena na základě počítačové simulace (*obr. 7.22*).



Obr. 7.23 Průběh napětí na hraně skla typu D



Obr. 7.24 Průběh napětí na hranách skel

Stejně jako u skla typu *B* by bylo možné změnou rozteče pásů dopravníku docílit snížení napěťových špiček u skla typu *D (obr. 7.23)* a minimalizovat namáhání okraje a hrany skel zatížené poměrně vysokým membránovým napětím charakterizovaným v *kap. 7.1.2*. Graf na *obr. 7.24* sumarizuje průběhy na hranách skel v závislosti na typu a rozteči unášecích řemenů dopravníku, která byla výpočetně sledována v intervalu od *200* do *1200 mm*. Je nutné si uvědomit, že uvedené hodnoty špičkových napětí jsou navyšovány dynamickým charakterem manipulace, při kterém dochází k přejezdům jednotlivých segmentů dopravníku a navíc jsou překonávány výškové rozdíly v řádech desítek milimetrů. Pro úplnost jsou na *obr. 7.25* a *7.28* prezentovány průběhy ekvivalentního napětí v kontaktních bodech, tj. v úrovni unášecích dopravních řemenů, vždy na přední hraně skla tloušťky *1,6 mm* v závislosti na čase, kdy dojde nejprve k přejezdu přední a dále zadní hrany skla, což je charakterizováno vznikem tlumeného kmitavého pohybu s dvěma výraznými špičkami napětí.

Rovněž bylo počítačově testováno rozložení napětí na horní a spodní hraně skla tloušťky 1,6 mm na stranách "3" a "4". Výsledky uvedené v grafech na obr. 7.29 až 7.32 ukazují průběh napětí pro stávající rozteč unášecích dopravních řemenů a je zřejmé, že jednotlivé průběhy napětí podél hran jsou velmi podobné a v maximech se liší u skla typu B o cca 10 MPa, u skel A a C je rozdíl nevýznamný a u posledního analyzovaného autoskla D je to kolem 15 MPa. Na základě uvedených výsledků se lze domnívat, že případné otočení skel při průjezdu linkou by nepřineslo výrazný efekt ve smyslu úplné eliminace vzniku nežádoucích defektů na hranách skel. Otočení skla neřeší skokové změny polohy hran skel při přejezdu z prvního na druhý segment dopravníku, kdy je rázově zatížena nejdříve jedna a následně druhá hrana skla.



Obr. 7.25 Průběh napětí ve skle A s respektováním dynamiky manipulace



**Obr. 7.26** Průběh napětí ve skle B s respektováním dynamiky manipulace



**Obr. 7.27** Průběh napětí ve skle C s respektováním dynamiky manipulace



**Obr. 7.28** Průběh napětí ve skle D s respektováním dynamiky manipulace



Obr. 7.29 Autosklo typ A – Napětí na spodní (SH) a horní hraně (HH) skla



Obr. 7.30 Autosklo typ B – Napětí na spodní (SH) a horní hraně (HH) skla



Obr. 7.31 Autosklo typ C – Napětí na spodní (SH) a horní hraně (HH) skla



Obr. 7.32 Autosklo typ D – Napětí na spodní (SH) a horní hraně (HH) skla

Počítačový model plně respektoval geometrii skla, jeho hmotnost, standardní řešení dopravníku a byl realizován výpočet jak pro deformačně tuhý, tak deformačně deformační kontakt. Výstupem byl průběh napětí na hranách skel (spodní a horní) a doporučení pro optimální rozteč řemenů dopravníku v závislosti na typu autoskla. Obecně se ukázalo, že úroveň napětí je vyšší v tenkém skle tloušťky *1,6 mm* a špičkové úrovně napětí mohou v reálném provozu dosahovat až *50 MPa*, což je na hranici běžně uváděné pevnosti plochého skla, tzn., pokud bude navíc hrana skla zatížena regulérním a navíc membránovým napětím, může být současný charakter manipulačního procesu výrazným zdrojem vzniku hranových defektů.

# 7.2 Sklo v interakci se servisním robotem

V posledních několika letech byla po celém světě navržena a postavena řada zařízení s cílem jejich uplatnění v údržbě výškových budov se skleněnými fasádními systémy, které se liší skladbou, formátem skel a řešením montážních elementů pro instalaci jednotlivých tabulí skla na základní nosnou ocelovou konstrukci. Je zřejmé, že kontaktní povrch využitelný pro bezpečný pohyb servisního robotu nebo jiného zařízení pak může být značně členitý s řadou výstupků typu krycí lišta, kování apod. Současné výškové stavby rovněž mnohdy představují značně tvarově komplikované prostorové objekty, které v zásadě snižují možnost nasazení ať už částečně nebo plně autonomních servisních systémů. Díky rapidně rostoucímu počtu výškových staveb roste významným způsobem i poptávka po servisních robotech

umožňujících realizovat technologické operace spojené např. s čištěním nebo diagnostikou, což bylo jednoznačným způsobem demonstrováno na několika posledních ročnících světového veletrhu sklářské techniky GLASSTEC. Bohužel díky vysokým nárokům na provoz, bezpečnost a stavebním omezením, kdy v projektové fázi stavby není s podobnými systémy počítáno, je zatím většina navržených servisních robotů ve fázi laboratorního testování bez praktického nasazení.

V rámci Technické univerzity v Liberci byl k tomuto záměru vyvinut víceúčelový a částečně autonomní koncept robotu *ROBOTUL® Vertical Climber 02* (podrobně v *příloze č. 1*), který sestává ze základního pohybového modulu a připojitelných funkčních nástaveb [174, 175, 176, 177] disponující dostatečnou kapacitou užitečné nosnosti na úrovni *15 – 20 kg* a deklarovanou rychlostí pohybu *0,8 – 1,2 m.min<sup>-1</sup>* dle realizované technologie. Funkční testy systému byly provedeny v laboratorních podmínkách na modelové skleněné fasádě se systémem kotvení *Structura Duo* od společnosti *AGC*. Během testů byla prokázána vysoká stabilita dráhy a bezpečná schopnost překonávání diskontinuit povrchu (dilatačních spár) a montážních otvorů. I přesto, že byla minimalizována hmotnost robotu [178, 179, 180] a odlehlost těžiště od roviny kontaktu (skla) je evidentní, že během pohybu robotu jsou lokálním způsobem zatěžována kontaktní skla silami od klopných momentů přenášejících se na sklo prostřednictvím podtlakového přídržného systému instalovaného na podvozku robotu [181, 182]. Uvedené síly způsobují bodový nárůst napětí v tabuli skla a mohou s ohledem na stav povrchu skla, který může být zatížen vrypy apod., způsobit vznik prasklin vedoucích v až k destrukci skla.

## 7.2.1 Počítačová analýza napjatosti tabule

Počítačová predikce průběhu napětí ve skle respektující charakter uložení a zatížení podvozkem robotu představuje deformační kontaktní úlohu, která je z reálného hlediska komplikovaná stupněm homogenity povrchu a řezných hran skla. Pro posouzení únosnosti skleněných výplní je rozhodující mez pevnosti v ohybu, která se stanovuje laboratorními zkouškami a je s ohledem na koeficient bezpečnosti přepočtena na maximální dovolené napětí. Skleněné tabule fasádních systémů mohou být obecně zatěžovány stálým nebo proměnným namáháním se zatížením rovnoměrným, osamělými silami nebo kombinovaným a jedná se např. o:

- o zatížení způsobené údržbou skleněných ploch,
- o zatížení nahodilou kontaktní silou způsobené osobami,
- o rázové zatížení nahodilou silou,
- o zatížení klimatickými vlivy (sníh, poryvy větru),
- o supersonické rázy,
- o zatížení od vlastní hmotnosti skleněné tabule,
- zatížení působící v rovině skleněné tabule, při kterém je namáhána tlakem, tahem nebo tahem za ohybu,
- o zatížení vlivem teplotních změn.

Rozhodujícím faktorem určujícím míru pravděpodobnosti porušení tabule je tahové napětí, tlaková napětí nejsou většinou uvažována. Paradoxem je, že porušení skleněné tabule nemusí být způsobeno maximální hodnotou napětí, ale místem na povrchu s velkým poškozením např. nahodilými vrypy v kombinaci s vyšší hodnotou tahového napětí. Pro určení pravděpodobnosti porušení se vychází z vážené průměrné hodnoty tahového (efektivního) napětí  $\sigma_{ef}$  na povrchu skleněné tabule a může být stanoveno podle vztahu

$$\sigma_{ef} = \left[\frac{1}{A} \cdot \int \{\sigma_1(x, y)\}^{\beta_W} dx dy\right]^{\frac{1}{\beta_W}},\tag{1}$$

kde *A* je plocha skleněné tabule,  $\beta_W$  součinitel tvaru Weibullovy funkce představující nižší konec rozdělení pevnosti skla a  $\sigma_1$  (*x*, *y*) je tahové napětí v příslušném bodě tabule [183]. Tahové napětí se pro běžné případy zatížení a okrajových podmínek určuje aplikací postupů uvedených v příslušných normách, alternativně je možné s výhodou využít prostředky počítačové simulace metodou konečných prvků.

Konkrétně byla namodelována situace čtyřbodově v rozích uložené tabule bezpečnostního skla s rozměrem 2000 x 2500 mm a tloušťkou 17,5 mm (8 mm sklo + 1,5 mm PVB bezpečnostní fólie + 8 mm sklo). Materiálové chování skla bylo pro potřeby simulace nahrazeno elastickým reologickým modelem, polyvinylbutyralová PVB fólie a podtlakové úchopné prvky pak byly nahrazeny Mooney-Rivlinovým dvouparametrickým, resp. čtyřparametrickým modelem (viz kap. 2.2.1). Vzhledem k symetrii úlohy byl sestaven čtvrtinový model [184].



Obr. 7.33 Napěťové pole ve skle [Pa]



**Obr. 7.34** Deformační pole ve skle [m]



Externí zatížení (síla) [N]

Obr. 7.35 Průběh napětí



## Obr. 7.36 Průběh celkové deformace

Úroveň a rozdělení zatížení bylo definováno vlastní hmotností (48 kg) a dynamikou pseudo-kontinuálního pohybu robotu s rozložením kontaktních sil na základě geometrie přídržného systému robotu na těle robotu a pohybových nohou, které jsou s tělem propojeny

rotačními servopohony a mohou se pohybovat zcela nezávisle. Pohyb robotu je charakterizován postupným pootáčením nohou vůči tělu a v následném kroku těla vůči fixovaným nohám, vždy o cca 180°, se střídavou aktivací vakua v přídržném systému. Čtvrtinový model podvozku robotu je patrný z *obr. 7.35*, ve kterém jsou přísavky *A*, *B* a *C* součástí těla, ostatní přísavky v zóně *D* pak prezentují přídržný systém na pohybové noze.

Ve standardních případech dochází k plynulému přechodu kontaktu (držení) z těla na nohy nebo z nohou na tělo robotu, přičemž nedochází díky momentovému a polohovému řízení pohonu k nadměrnému a razantnímu zatěžování skla. Zatěžování je navíc minimalizováno pružným charakterem kontaktu a vlastním procesem kontaktování. V krizových situacích např. při krátkodobém výpadku tlakového zdroje nebo napětí však může dojít k nestandardním konfiguracím jak na straně řídicího systému, tak na straně pohonů ve vazbě na mechaniku robotu. Vzhledem k tomu pak může dojít např. k rozpohybování některého z rotačních servopohonů umístěných na pohybových nohou robotu ve fázi aktivního přídržného systému apod. Následně je pak tabule skla v zóně *D* zatížena silou úměrnou velikosti maximálního krouticího momentu pohonu a délkou kliky, která propojuje tělo robotu s pohybovými nohami. Hodnoty potenciálních kontaktních sil jsou pak ve vztahu k maximu momentu na úrovni *36 Nm* přehledně shrnuty v *tab. 7.2*.

Tab. 7.2 Přídavné kontaktní síly v závislosti na délce kliky

Délka kliky [mm]	30	40	50	60	70	80	90	100
Kontaktní síla [N]	1200	900	720	600	514	450	400	360

Pro uvedené okrajové podmínky jsou na *obr. 7.33* až *7.36* výsledky počítačové simulace. Na *obr. 7.33* a *7.34* je pro max. kontaktní sílu *1200 N* uvedeno rozložení deformačního pole a ukázán charakter hlavního tahového napětí, které v úhrnu nepřesahuje hodnoty *6 MPa*. V grafu na *obr. 7.35* je vidět průběh napětí v závislosti na externí kontaktní síle a poloze kontaktní zóny dle geometrie přídržného systému. Na *obr. 7.36* je uveden příčný a podélný průběh maximální deformace v tabuli skla v ose *x* a *y*. Celkové efektivní napětí (1) pak nesmí po připočtení zjištěného napětí k napětím daným základními typy zatížení překročit návrhovou pevnost skla (obecně cca *35* až *50 MPa*)

$$f_{g,d} = k_{mod} \cdot \frac{f_{g,k}}{\gamma_m \cdot k_A},\tag{2}$$

kde  $k_{mod}$  je součinitel zohledňující délku trvání zatížení,  $k_A$  součinitel velikosti plochy,  $f_{g,k}$  charakteristická pevnost a  $\gamma_m$  součinitel spolehlivosti materiálu [185].

Z provedené analýzy vyplývá, že bezpečnost volená během návrhu skleněných výplní fasádního systému je naprosto dostatečná i pro případ budoucí aplikace servisních robotů, což přinese zanedbatelný nárůst efektivního napětí jen o cca *8 MPa* a bezpečnost tím není zásadním způsobem ovlivněna.

# 8 Kontaktní úlohy ve vybraných výrobních procesech plochého skla

Získané poznatky v oblasti počítačové simulace kontaktních úloh během řešení problematiky automatické manipulace, podtlakových úchopných hlavic, adhezních a kombinovaných úchopných prvků bylo možné zobecnit a využít v řadě dalších technologií výroby a zpracování plochého skla. Z mnoha autorem řešených projektů lze uvést např. analýzu příčin vzniku teplotních nehomogenit na vyhřívaných čelních sklech, které vznikají v důsledku technologie výroby funkční odporové vrstvy. Prostřednictvím počítačové simulace zde byl řešen proces kladení a lepení měděných elektrod na PVB fólii. Na základě analýzy výsledků byly optimalizovány procesní podmínky tak, aby byl minimalizován zdroj přechodových odporů a stabilizována kvalita výroby (podrobněji v příloze 3). Další řešená úloha souvisela s výrobou kalených skel, kdy během kalicího procesu dochází v oblastech navrtaných funkčních děr (např. u bočních automobilových skel) k iniciaci trhlin a následné destrukci skla. Počítačová simulace zde byla využita k popisu rozvoje napětí na hranách skla v závislosti na geometrii a čase (viz příloha 4). Velmi zajímavou a dále prezentovanou oblastí bylo využití počítačové simulace během optimalizace procesních parametrů unikátní technologie matování plochého skla prostřednictvím mechanického ataku kompozitních vláken rotačního válcového nástroje na povrch skla. Rozsáhlá experimentální činnost zde byla doplněna o teoretický popis chování jednotlivého vlákna nástroje v kontaktu s povrchem skla a výsledky provedené počítačové simulace byly využity ve finální konstrukci rotačního nástroje (technologické hlavice).

# 8.1 Interakce vlákna rotačního nástroje s rovinným povrchem

Nová technologie mechanického matování skla podrobně popsána v [186, 187, 188, 189], je založena na principu mechanického impaktu diamantové částice vázané v PEEK matrici kompozitního vlákna s povrchem skla. Během rázového impaktu a následným smýkáním vlákna po povrchu dojde k nastartování vzniku mikro defektů projevujících se změnou struktury povrchu a optických vlastností. Úroveň ataku je dána kvalitou částic *(obr. 8.1)*, rozložením a průběhem kontaktních sil, u kterých se teoreticky předpokládá, že:

- Kontaktní síly jsou rozloženy rovnoměrně v zóně kontaktu nástroje s rovinnou plochou;
- II. Síly jsou rozloženy symetricky vzhledem ke středu zóny kontaktu, kde je maximum;
- III. Je respektován reálný průběh kontaktních sil se zahnutím dynamiky rázového impaktu vlákna a následného rychlého přechodu do fáze relaxace spojené se smýkáním vlákna po povrchu, až do fáze uvolnění kontaktu (vymizení přítlaku).

Při uvažování rovnoměrného kontaktu je kinetická energie elementu jednotlivého vlákna délky *L*, s konstantním průřezem *S*<sub>F</sub> a měrnou hmotností  $\rho_F$  během rotace úhlovou rychlostí  $\omega$  dána vztahem

$$dW_K = \frac{1}{2}v^2 \cdot dm = \frac{1}{2} \cdot (r \cdot \omega)^2 \cdot S_F \cdot dr \cdot \rho_F \tag{1}$$

a po integraci bude pro jedno vlákno platit, že

$$W_{K_1} = \int_{0}^{L} dW_K = \frac{\pi}{24} d_F^2 \cdot \rho_F \cdot \omega^2 \cdot (R^3 - R_h^3), \qquad (2)$$

kde  $d_F$  je průměr vlákna, R je poloměr nástroje a  $R_h$  je poloměr jádra. Pro předběžně zvolený testovací nástroj bylo možné z experimentálně měřených charakteristik odhadnout intenzitu působení nástroje na matované sklo v přepočtu na jedno vlákno [190].



**Obr. 8.1** Kontaktování vlákna rotačního nástroje s rovinnou plochou (A – počáteční kontaktní zóna, B – střední kontaktní zóna, C – finální kontaktní zóna)

Pro zaboření vlákna do hloubky  $\Delta_F = 1 mm$  představovala šíře záběru  $\varphi_C$  cca 16°, což odpovídá cca 30 svazkům po 80 vláknech v 1,6 řadách a v kontaktu představuje  $n_{kont} = 1,6.30$ . 80 .  $\xi = 3264$  vláken. Hodnota  $\xi$  představuje experimentálně zjištěný poměr mezi skutečným počtem  $n_{skut}$  vláken ve svazku a teoretickou hodnotou  $n_{teor} = 80$  vláken ve svazku, statistický průměr činil  $\xi = n_{skut} / n_{teor} = 0,85$ .

Pro uvedené parametry kontaktu byl změřen odpovídající krouticí moment  $M_E = 2,3$  Nm a tomu dopovídající činný výkon  $P_E = 721$  W. Výkon přednášený jedním vláknem je pak  $P_1$  $= P_E / n_{kont} = 0,22$  W na jedno vlákno. Pro teoretickou práci vlákna pak platí

$$A_T = \int_{-\infty}^{\infty} f_k \cdot F(\varphi_C) \cdot R \cdot d\varphi, \qquad (3)$$

kde  $F(\varphi_c)$  je proměnná síla a  $\varphi_c$  je celkový úhel kontaktu vlákna s plochou. Pro ideální (teoretický) průběh rovnoměrného (I) rozdělení kontaktu byl experimentálně zjištěna síla kolmá na osu kartáče (na kontaktní rovinnou plochu)  $F_z = 210 \text{ N}$  a odsud síla na jedno vlákno  $F_{Z1} = F_Z / n_{kont} = 0,064 \text{ N/1 vlákno}$ . Práce jednoho vlákna je

$$A_1 = f_k \cdot \frac{F_Z}{n_{kont}} \cdot s, \tag{4}$$

kde za předpokladu koeficientu tření  $f_k = M_E / (R.F_Z) = 0,11$  a hypotéze rovnoměrného přítlaku po dráze  $s = 2 \cdot R \cdot sin \alpha \cdot \xi \doteq 24 \text{ mm}$  pro  $\alpha = 8,1^\circ$  je pak  $A_1 = 1,7.10^{-4} \text{ J}/1 \text{ vlákno}$ . Dosazením do vztahu (2) lze pro  $d_F = 0,4 \text{ mm}$ ,  $\rho_F = 1820 \text{ kg.m}^{-3}$ ,  $\omega = 314 \text{ rad.s}^{-1}$ , R = 0,1 m,  $R_h = 0,05 \text{ m}$ stanovit  $W_{K1} = 3,292.10^{-3} \text{ J}$ .

Poměr matovací (obráběcí) práce vůči kinetické energii radiálního vlákna  $H = A_1 / W_{K1}$ = 0,052, tj. cca 5 %. Během laboratorních testů se ukázalo, že technologie má skokový (limitní) charakter závislý na otáčkách nástroje. Pro výše uvedené parametry vlákna (nástroje) bylo zjištěno, že matovací funkce nenastane, pokud jsou otáčky pod hranicí cca 2200 ot.min<sup>-1</sup> s tím, že optimální vlastnosti povrchu jsou dosahovány cca při 3000 ot.min<sup>-1</sup>. Zvyšování otáček již nepřinášelo změny ve struktuře povrchu a byla spíše negativním způsobem přetěžována jednotlivá vlákna a docházelo k jejich vylamování. Je zřejmé, že na každé vlákno působí odstředivá síla

$$O_1 = m_F \cdot R_T \cdot \omega^2, \tag{5}$$

kde pro hmotnost vlákna  $m_F = \pi/4$ .  $d_F^2$ .L.  $\rho_F \doteq 0,01$  g a poloměr těžiště vlákna  $R_T = R - L/2 = 0,075$  m je  $O_1 = 0,074$  N/vlákno. Na každé deformované vlákno v záběru působí odstředivá síla, která působí do kontaktní plochy. Přibližně úhrnem  $n_{kont} = 3264$  vláken působí odstředivou silou do záběru  $O_{kont} = O_1 \cdot n_{kont} \doteq 241,5$  N. Pokud bude od této síly odečtena úhrnná Eulerova kritická síla působící na všechna vlákna v záběru  $F_{KR} = 13$  N bude kontaktní sílu  $F_Z = O_{kont} - F_{KR} \doteq 228,5$  N, což překvapivě představuje velmi dobrou shodu s naměřenou hodnotou síly kolmé na osu kartáče  $F_Z = 210$  N.

#### 8.1.1 Experimentálně verifikována simulace dynamiky jednotlivého vlákna

Pro podrobnější popis a analýzu kinetiky jednotlivého vlákna matovacího nástroje byl vytvořen počítačový model [191, 192, 193] s objemovými prvky respektující dynamiku a deformační chování vlákna v průběhu rotace válcového nástroje v kontaktu s obráběnou plochou plochého skla. Reálný charakter kontaktu byl nahrazen deformačně tuhým kontaktem tak, že sklo představuje tuhé kontaktní těleso a vlákno bylo popsáno osvědčeným dvou parametrickým Mooney Rivlinovým reologickým modelem. Materiálové konstanty  $c_{10}$  a  $c_{01}$  byly v modelu definované na základě trhací zkoušky tak, že  $c_{10} = 178,5$  MPa a  $c_{01} = 44,6$  MPa.

K popisu dynamiky kmitání jednotlivého vlákna výpočetní software využívá základní pohybovou rovnici ve tvaru

$$M\ddot{u} + C\dot{u} + Ku = F, \tag{1}$$

kde **M** je matice hmotnosti, **C** matice tlumení, **K** matice tuhosti a **u** je vektor posunutí. Vlastní řešení následně vychází z metod přímé numerické integrace, tj. pokud existuje řešení v čase t = 0 s, hledají se další dynamicky vyvážené stavy soustavy v diskrétních časových okamžicích. Konkrétně byla pro sledovaný účel využita Newmarkova metoda [194, 195], která je standardně aplikována pro řešení strukturálních dynamických problémů v široké inženýrské praxi, resp. je součástí běžně používaných softwarů.



**Obr. 8.2** Deformace a rychlostní profil  $[m \cdot s^{-1}]$  radiálně uloženého vlákna ( $\Delta_F = 1,0 \text{ mm}$ )

Pro procesní a geometrické parametry, podrobně uvedené v *kap. 8.1*, byl v první fázi počítačového modelování zpracován model radiálně uloženého vlákna. Proces kontaktování byl sledován pro tři rozdílné hloubky zanoření vlákna v intervalu od *0,5* do *1,5 mm* a byla vyhodnocována jeho dynamika v zóně kontaktu od prvotního impaktu až po bod uvolnění.



#### Obr. 8.3 Průběh kontaktní síly (Fz1) v závislosti na hloubce zanoření pro radiálně uložené vlákno

Výsledky simulace prokázaly, že jednotlivé radiální vlákno vykazuje značně nestabilní charakter pohybu, který je dán mechanickými vlastnostmi, třecími parametry na rozhraní kontaktu a vlastní dynamikou rotačního pohybu, což se projevuje střídáním kontaktu s postupným uvolňováním v průběhu celé kontaktní zóny. Kmitavý projev kontaktu je patrný z grafu na *obr. 8.3*, který znázorňuje průběh kontaktní síly v závislosti na aktuálním pootočení kartáče. Elastická deformace vlákna je pro zvolená místa (*A* až *F*) v zóně kontaktu vidět na *obr. 8.2* a odpovídá hloubce zanoření *1 mm*. Je možné konstatovat, že získané výsledky normálové kontaktní síly korespondují s hodnotami uvažovanými v *kap. 8.1*.

Oproti původním teoretickým předpokladům se ukázalo, že ve fázi těsně po prvotním impaktu nedochází k relaxaci předpětí vlákna spojené se smýkáním vlákna po matovaném povrchu, ale v důsledku deformace vlákna k rychlému uvolnění kontaktu a okamžitému dalšímu impaktu. Uvedený jev se v kontaktní zóně opakuje s tím, že silová úroveň impaktu postupně klesá a lze konstatovat, že fáze smýkání vlákna jsou velmi krátké. Neustálé střídání impaktů pak vede k tomu, že matovaný povrch není homogenní a je zatížen řadou povrchových kráterů v místech impaktů.

Na základě optimalizačního výzkumu v oblasti ladění matovacího procesu bylo pro navýšení celistvosti matované plochy přistoupeno ke změně výrobní technologie kartáčů. Výsledkem jsou rovnoměrně husté kartáče s radiálně vlepenými vlákny, které produkují homogenní matovaný povrch. Druhé úskalí vyvíjené technologie spočívalo v enormní citlivosti procesu mechanického matování na hloubku a rovnoměrnost zanoření. To přineslo požadavek na vysokou přesnost orovnání kartáče (maximální odchylka cca 0,05 až 0,1 mm od ideálního válcového tvaru). Tento problém byl vyřešen přechodem na kartáče s rovnoměrně vlepenými šikmými vlákny, u kterých se vlivem odstředivé síly znatelně (v řádu jednotek procent) mění průměr kartáče, což potlačí citlivost procesu na nominální hodnotu zanoření.

V návaznosti na realizované změny byl vytvořen model, kde bylo vlákno uloženo šikmo vzhledem k tečně jádra kartáče pod úhlem 35°. Bylo ověřeno, že modifikace geometrie kartáče zlepšila průběh kontaktu a minimalizovala počet průběžných impaktů, což je patrné z grafu na *obr. 8.5*. Na *obr. 8.4* jsou rovněž vidět deformace šikmo uloženého vlákna spolu s rychlostním profilem odpovídajícím opět hloubce zanoření *1 mm* a průběh kontaktní síly ve zvolených místech *A* až *F*.



**Obr. 8.4** Deformace a rychlostní profil  $[m \cdot s^{-1}]$  šikmo uloženého vlákna ( $\Delta_F = 1,0$  mm)



**Obr. 8.5** Průběh kontaktní síly (F<sub>21</sub>) v závislosti na hloubce zanoření pro šikmo uložené vlákno

Pro verifikaci počítačového modelu byly prostřednictvím rychlokamery pořízeny videosekvence šikmo uloženého vlákna, které stejně jako simulační výstupy prokázaly, že během jedné otáčky vykazuje jednotlivé vlákno velmi nestabilní a pulsující charakter pohybu, který je závislý především na hloubce řezu, frekvenci otáčení, geometrii a materiálových vlastnostech vlákna, třecích poměrech (stavu povrchu) a v případě reálného (finálního provedení) kartáče také na vzájemných interakcích mezi vlákny. Aktuální kombinace uvedených parametrů vede k tomu, že deformační chování vlákna může být v rámci jedné otáčky při stejné frekvenci otáčení rozdílné a projevuje se v pravděpodobně periodicky se opakujících vlnách, což ovlivňuje kvalitu broušeného povrchu.

Průběh jedné otáčky a deformace vlákna v rozsahu 0° až 225° je vidět na *obr. 8.6* a postupně po 45° odpovídá fázím *A, B, C, D* a dále *E* jako těsného přiblížení do kontaktu a *F* jako výjezdu vlákna z kontaktu. Na *obr. 8.7* je pak ve stejných fázích zachycena deformace vlákna získané na základě počítačové simulace a je zřejmé, že simulovaný tvar deformace vlákna vykazuje velmi dobrou shodu s reálným modelem.



**Obr. 8.6** Průběh deformace šikmo uloženého vlákna ( $\Delta_F = 1,0 \text{ mm}, n = 3000 \text{ ot.min}^{-1}$ )



**Obr. 8.7** Simulace deformace šikmo uloženého vlákna ( $\Delta_F = 1,0 \text{ mm}, n = 3000 \text{ ot.min}^{-1}$ , stupnice odpovídá napětí ve vláknu [Pa])

## 9 Shrnutí

Předložená habilitační práce, zaměřená na modelování kontaktních úloh v automatických procesech robotizované manipulace a vybraných technologických uzlech výroby skla, prezentuje soudobé možnosti využití počítačů a specifického softwaru během návrhu koncepce řešení úchopných hlavic, nástrojů, ale i ladění procesních parametrů výroby s cílem minimalizovat negativní dopady vlivu nesprávného nastavení výrobních zařízení na jakost produkce. Z důvodu zajištění relevantních výstupů provedených simulačních výpočtů byl v teoretické části práce akcent zaměřen na problematiku reologických modelů skla a obecně elastomerů, které tvořily převážnou část deformačních kontaktních těles. Prostřednictvím zpracovaných počítačových modelů **byla sledována problematika uchopovacích procesů** jak na teplém, tak studeném konci výrobní linky automatické výroby skla. **Analyzovány byly** zejména **deformační charakteristiky manipulovaného objektu** závislé na počtu a rozmístění kontaktních bodů, úrovni úchopných sil a průběhu manipulačního cyklu. **Řada** provedených výpočtů a **experimentů umožnila definovat podmínky manipulace** tak, aby byly minimalizovány deformace manipulovaných objektů projevující se v konečném důsledku na jakosti produkce.

Kromě sledování jakosti výrobků **byla prováděna analýza deformačního chování úchopných prvků** podtlakových úchopných hlavic. Deformační charakteristiky závisejí na konstrukci a materiálových vlastnostech prvku, kvalitě kontaktu a průběhu externího zatěžování. Na základě provedených výpočtů **bylo možné stanovit tzv. deformační bezpečnost stability kontaktu**, která na rozdíl od klasického silového pojetí bezpečnosti zahrnuje vliv reologického chování materiálu úchopného prvku. Deformační bezpečnost stability kontaktu popisuje postupné posouvání kontaktního profilu až do nestabilní oblasti, kde se původně stabilní kontakt skokově mění a uchopení rychle kolabuje.

Pro zvýšení bezpečnosti uchopení a nosnosti běžně používaných podtlakových úchopných prvků byla provedena analýza možností aplikace nových materiálů s vysokým stupněm povrchové adheze v konstrukci úchopných hlavic. K tomu byl zpracován teoretický popis kontaktu se zahrnutím adheze, resp. kohezních zón. Provedené experimenty umožnily pro definované vzorky adhezního materiálu stanovit kritickou kohezní energii, která byla pro potřeby počítačového modelování vyjádřena unikátním způsobem - nelineární závislostí na čase. To umožnilo reprezentativně modelovat poměrně komplikované chování adhezního kontaktu v konstrukci kombinovaných úchopných prvků.

Kombinované prvky představují zajímavou alternativu k standardně řešeným podtlakovým přísavkám a výrazným způsobem zvyšují nosnost (úchopnou sílu) při zachování podobné geometrie. V rámci řešení habilitační práce **byl navržen unikátní princip a následně realizována konstrukce kombinovaného prvku**, který pracuje jak v aktivním, tak zcela pasivním režimu bez nutnosti energetického zdroje, což je výhodné např. během manipulace ve vakuu.



**Obr. 9.1** Provázaný "ozubený převod" přínosů habilitační práce

Navržený prvek disponuje řízeným přítlakem adhezní vrstvy, který má zásadní vliv na vznik, geometrii a kvalitativní charakter kohezních zón. Součástí řešení je aktivní systém pro rušení úchopné síly a specificky navržený kapalinový kompenzační modul polohy, který

umožňuje paralelní instalaci prvků a jejich vzájemnou polohovou korekci v závislosti na profilu a geometrii kontaktní roviny manipulovaného objektu.

Postupně získané **zkušenosti** v oblasti počítačové simulace kontaktních úloh **byly** v závěrečné části práce využity k modelování napěťových polí v plochém skle, zejména pak automobilovém skle během výroby, kdy během mezioperační manipulace dochází k ovlivňování kontaktních hran skla. Výsledky počítačového modelování v tomto případě dovolily definovat optimální rozteče unášecích řemenů dopravníku tak, aby napětí na hranách skla bylo minimální, což umožnilo minimalizovat hranové defekty a zvýšit jakost produkce.

V oblasti moderních výrobních technologií se s výhodou podařilo počítačové modelování využít během ladění procesních parametrů zcela nové a unikátní technologie mechanického matování plochého skla. Principem technologie je abrazivní působení kompozitových vláken rotačního válcového nástroje na matovaný povrch skla. Během provedených experimentů se ukázalo, že účinnost matovacího procesu je velmi citlivá na otáčky nástroje, hloubku řezu (zanoření vláken), geometrii nástroje a má navíc skokový charakter. Výstupy počítačové simulace v tomto případě umožnily provést detailní analýzu dynamiky chování jednotlivého vlákna a postupně realizovat přechod od nástroje s radiálním uložením vláken na systém se šikmo orientovanými vlákny, což výrazným způsobem snížilo citlivost procesu na nepřesnosti válcovitosti nástroje a polohy jeho osy oproti rovině matovaného povrchu skla.

Závěrem lze konstatovat *(obr. 9.1),* že řešená problematika našla široké uplatnění v konstrukci vybrané řady efektorů, ve stavbě manipulačních zařízení až po virtuální počítačové testování výrobních technologií, výrobků a jejich vlastností. Dílčí výstupy byly využity jak v oblasti pedagogických aktivit autora, tak v návaznosti na vědeckovýzkumné zaměření pracoviště ve fázi "proof of concept" řešených projektů a bezprostředním transferu získaných výsledků do průmyslové praxe.

### 9.1 Přínosy pro pedagogickou praxi

Do výukových aktivit **byly formou vybraných přednášek dosažené výsledky implementovány zejména v předmětech zaměřených na pohony a konstrukci robotů**. V současné době se jedná o předměty Automatizace a robotizace ve strojírenství (1. ročník bakalářského studijního programu Strojírenství) a dále Roboty a manipulátory, Konstrukce robotů, Efektory průmyslových a servisních robotů, Automatická mezioperační manipulace a Elektropneumatické pohony, které jsou realizovány v rámci 2. ročníku navazujícího magisterského studijního programu Strojní inženýrství ve vybraných zaměřeních oboru Konstrukce strojů a zařízení Fakulty strojní. Pro Fakultu zdravotnických studií byla část výsledků prezentována v předmětu Robotika II pro studenty magisterského studijního Kompetence autora **byly úspěšně uplatněny v konzultacích studentům při řešení bakalářských a diplomových prací i během jejich práce na projektech Studentské grantové činnosti**. Konkrétně se jednalo např. o téma Flexibilní úchopná hlavice pro manipulaci s velkými formáty skla, Alternativní studie pohonu deformačních přísavek, Manipulátor pro manipulaci s plochým sklem v ultra vysokém vakuu, Koncepční studie robotu pro automatické mytí skleněného opláštění budov, Nové dezénovací postupy při mechanickém matování plochého skla, Porovnání chapadel s pneumatickým a elektrickým pohonem atd., ve kterých autor figuroval jako vedoucí nebo konzultant práce. Ve všech případech se podařilo provázat moderní přístup k řešení uvedené škály problémů s využitím možností počítačové simulace i poměrně materiálově komplikovaných úloh a na konkrétních případech prezentovat nové trendy v konstrukci efektorů, servisních robotů a vybraných technologiích sklářského průmyslu.

Významným přínosem pro realizovanou výuku je i možnost uplatnění vzniklých funkčních vzorků a prototypů, jejichž funkce byla během řešení dílčích projektů laboratorně a poloprovozně testována. Z řady výstupů lze uvést komplexní funkční vzorek servisního robotu, který umožňuje studenty seznámit se zajímavou koncepcí podvozku, přídržného podtlakového systému, pohonů, a exteroreceptorů na principu fusion senzoriky pro navigaci robotu v prostoru.

## 9.2 Využití a přínosy výsledků v průmyslové praxi

Dosažené výsledky jak ve formě funkčních vzorků, tak i know-how našly bezprostřední uplatnění v průmyslové praxi, byly s úspěchem provozně testovány a některé bezprostředně nasazeny ve výrobě společností AGC Flat Glass Czech a.s. (kombinované úchopné prvky, minimalizace napětí ve velkoformátových sklech během manipulace, servisní robot pro speciální aplikace na skleněném opláštění výškových budov), AGC Automotive Czech a.s. (minimalizace napětí na hranách čelních automobilových skel během manipulace na dopravníku, optimalizace procesu instalace funkčních vrstev na čelní skla), Crystalite Bohemia a.s. (minimalizace otlaků na žhavém výlisku vlivem kontaktních sil, podtlakové úchopné hlavice pro manipulaci s objekty typu váza) a Sklopan Liberec, a.s. (nová technologie mechanického matování plochého skla). Vybrané aktivity byly řešeny formou grantů financovaných z veřejných zdrojů, ale i jednotlivých projektů s podporou ryze soukromých subjektů, což logicky neumožnilo některé výstupy prezentovat podrobněji v celé šíři řešení. V návaznosti na v habilitační práci uváděné výstupy byly jednoznačnými přínosy řešení bezpečnosti uchopení objektu během automatické manipulace, konstrukce nových typů úchopných prvků a příslušenství s cílem zvýšit jejich nosnost a zároveň minimalizovat namáhání manipulovaných objektů prostřednictvím úchopné hlavice nebo systému mezioperační dopravy.

Z důvodu zaměření práce již nebyla prezentována oblast konstrukce specifických rámových konstrukcí, která však s řešenou problematikou úzce souvisí a je autorem rozvíjena nejen ve stavbě úchopných hlavic, ale i struktur robotů a speciálních zařízení.



Obr. 9.2 Rehabilitační ergometr se zámkovou konstrukcí svařovaného rámu



Obr. 9.3 Servisní robot pro kontrolu a měření jeřábových drah

Převážně se jedná o prostorové svařence sestávající z laserem nebo vodním paprskem vyřezaných dílů z plochých kovových polotovarů, které jsou spojovány bodovými svary v předem definovaných pozicích daných polohou tvarových zámků. Touto technologií lze vytvářet kompaktní konstrukční celky s vysokou tuhostí, nízkou hmotností a zajímavým designem umožňujícím jednoduchým způsobem realizovat instalaci energetických rozvodů. Další nespornou výhodou je eliminace nutnosti, resp. snížení pracnosti dodatečných obráběcích a technologických operací oproti běžným svařencům.

Konkrétním příkladem může být konstrukce rámu rehabilitačního ergometru (obr. 9.2), servisního robotu pro měření jeřábových drah (obr. 9.3) nebo zařízení pro mechanické odstraňování námrazy z trolejového vedení v trolejbusové a tramvajové dopravě (obr. 9.4). Ergometr byl testován a vyvíjen ve spolupráci s Krajskou nemocnicí Liberec, a.s. a je využíván Rehabilitačním ústavem Kladruby. Servisní robot má k dispozici firma Tirso a.s. a byl řešen v projektu Inrosy v programu Eureka. Zařízení s mechanickým principem pro odstraňování námrazy z trolejového vedení využívá Dopravní podnik měst Liberce a Jablonce n. N., a.s. a Dopravní podnik města Ústí nad Labem a.s.



Obr. 9.4 Zařízení pro mechanické odstraňování námrazy se zámkovou konstrukcí rámu

Praktický potenciál dalšího využití dosažených výsledků a zkušeností je také patrný ze seznamu zrealizovaných funkčních vzorků, užitných vzorů a patentů uvedených v *příloze 5*, v *kap. 5.1* a *5.2* čítající na cca *50* titulů, na kterých se autor významně podílel.

# 9.3 Využití výsledků ve výzkumu a vývoji

Všeobecně lze konstatovat, že v současné době nejsou k dispozici jasná technická doporučení vedoucí k optimálnímu konstrukčnímu návrhu úchopných hlavic s akcentem na

velikost, počet a rozmístění přísavek, tvar úchopných prvků apod. v závislosti na chování uchopeného objektu s konkrétními materiálovými vlastnostmi a rozměry. **Práce autora svým řešením přispívá k ujasnění náhledu na uváděné třídy manipulačních úloh, což dává předpoklad pro zkrácení doby potřebné k fyzické realizaci podtlakových, ale i mechanických úchopných hlavic**, resp. úchopných prvků. Z obecného hlediska je nutné se při návrhu koncepce manipulace zaměřit zejména na charakter manipulovaného objektu ve smyslu jeho geometrie, teploty, stavu povrchu, materiálu a dále na způsob realizace manipulačního cyklu, který bývá omezen technologickými aspekty výroby, mechanickými parametry manipulátoru nebo robotu a profilem trajektorie pohybu. Za předpokladu jasně definovaných a dále neměnných, výše uvedených faktorů, lze najít takové konstrukční uspořádání úchopné hlavice, které bude výraznou měrou přispívat k eliminaci dynamického namáhání manipulovaného objektu během manipulačního cyklu.

S přihlédnutím k současným možnostem výpočetních softwarů je možné počítat s jejich uplatněním při návrzích konkrétního řešení, avšak je nutné podotknout, že tvorba reprezentativního počítačového modelu je významnou měrou podmíněna znalostí materiálových vlastností, počátečních a okrajových podmínek, což jednoznačně směřuje k provozním či laboratorním experimentům. Na *obr. 9.5* je zobrazeno schéma rozhodujících faktorů, které ovlivňují návrh koncepce manipulačních úloh.



Obr. 9.5 Faktory ovlivňující charakter manipulace

Z důvodu zvyšování nároků na energetické úspory ve výrobě a v důsledku uplatňování pokročilých technologií se specifickými manipulačními úlohami s plochými objekty ve vakuu **je prezentován výzkum a vývoj pasivních anebo kombinovaných úchopných prvků na principu vysoké povrchové adheze kontaktních materiálů, popř. kombinace adheze a vakua**. Dalším sledovaným parametrem je otázka nosnosti úchopných prvků při různých provozních teplotách, tlaku a specifických bezpečnostních nárocích jejich provozu daných znečištěním kontaktních ploch, resp. při skokové změně dynamiky manipulace a náhodnými změnami silových poměrů.

Na základě verifikace výsledků počítačové simulace řady kontaktních úloh se podařilo prokázat, že je možné predikovat vývoj kvalitativního charakteru kontaktu v závislosti na materiálových vlastnostech kontaktních těles, okrajových a počátečních podmínkách manipulace. Významným potenciálem navržených modelů je jejich široká aplikovatelnost nejenom ve výzkumu nových principů úchopných prvků a hlavic průmyslových robotů, ale i pokročilých technologií ve sklářském průmyslu zaměřeném na výrobu velmi tenkých plochých skel s tloušťkou pod 1,6 mm, které se začínají využívat v konstrukci automobilových skel a skleněných fasád s cílem minimalizovat hmotnost. S tím souvisí výzkum výrobních technologií a manipulačních systémů umožňujících pracovat s objekty s velmi nízkou příčnou tuhostí, která klade zcela nové nároky na výrobní zařízení a jejich periferie. V současné době je typickým příkladem např. optimalizace výrobní technologie "External Press Bending", která představuje světově nejmodernější způsob výroby čelních skel.

Zajímavé využití výsledků je v oblasti výzkumu a vývoje nových měřicích zařízení pro bezkontaktní analýzu geometrie tvarově nestabilních objektů, u kterých dochází vlivem gravitace a uspořádaní fixačních měřicích trnů k prvotnímu zdeformování objektu. Deformace se společně s výrobními úchylkami tvaru promítají do měřených dat, které je nutné efektivním způsobem filtrovat a vzájemně oddělit prostřednictvím korekčních hodnot vstupujících do vyhodnocovacího algoritmu jako výsledky analýzy deformačních polí realizované prostřednictvím počítačové simulace.

Kromě aplikací směřujících do oblasti automatizace výroby skla se pracoviště autora zaměřuje na **výzkum a vývoj speciálních servisních robotů**. Získané know-how tak bylo možné využít v projektu zabývajícím se možnostmi automatického odběru povrchových vzorků potrubí z primárního chladicího okruhu jaderného reaktoru v různých fázích dekontaminačního procesu během vyřazování jaderných reaktorů z provozu na konci jejich životnosti. S využitím počítačové simulace byla provedena analýza chování rotačního nástroje odběrné sondy, kde byly převzaty zkušenosti z optimalizace procesu mechanického matování skla.

V medicínských aplikacích speciálních servisních robotů se v současnosti jedná o **výzkum a vývoj speciálních robotických kolenních ortéz** (*obr. 9.6*) určených pro rehabilitační aplikace dolních končetin pacientů s různým stupněm postižení. Simulace kontaktních úloh bude využita ve fázích návrhu fixačních elementů umožňujících minimalizaci nežádoucích otlaků na končetinách. Předpokládá se virtuální počítačové testování různých materiálů

v kombinaci s různou geometrií elementů umožňujících rozložení napěťových polí a eliminaci tlakových špiček.



Obr. 9.6 Robotické kolenní ortézy se dvěma stupni volnosti

# 9.4 Závěr

Poznatky vědecko-výzkumného charakteru, získané během řešení habilitační práce jsou plnohodnotným způsobem využitelné nejen v teorii dimenzovaní vybrané třídy úchopných hlavic a prvků, ale rovněž i v pedagogické a průmyslové praxi zaměřené na automatizaci manipulačních procesů, výrobních postupů a nových technologií. Jsou zmapovány vybrané problémy spojené s uchopováním a následnou manipulací nebo produkcí výrobků ze skla v interakci s řadou typických kontaktních těles s komplikovaným charakterem kontaktu a reologickým materiálovým chováním. Pro zvýšení nosnosti standardních podtlakových úchopných prvků byla navržena jejich modifikace aplikováním materiálů s vysokým stupněm povrchové adheze a systémem pro kompenzaci polohy. Realizované kontaktní úlohy byly analyzovány prostřednictvím počítačového modelování s podporou plánovaných experimentů. Dosažené výstupy byly využity ve fázi predikce odezvy systému na změny okrajových podmínek manipulačního nebo výrobního procesu a byly s úspěchem transferovány do průmyslové praxe i do pedagogické činnosti uchazeče.

# 10 Požitá literatura

- SCHMITZ, Constanze a Fabian WANKE. Industrie 4.0: mezi konceptem a technickou praxí. Automa: Časopis pro automatizační techniku. Děčín, 2019, 25(2-3), 67-69. ISSN 1210-9592.
- [2] MITANA, Robin a Miroslav DUB. Problematika zavádění konceptu Industry 4.0 díl IV.
   Jak identifikovat vhodné příležitosti a jak postupovat při uplatňování strategie 4.0 ve výrobním podniku. *Automa: Časopis pro automatizační techniku*. Děčín, 2018, **24**(5), 8-9. ISSN 1210-9592.
- [3] VACULÍKOVÁ, Eva a Ladislav ŠMEJKAL. Robotika: vize a skutečnost. *Automatizace*. Praha: Automatizace, 2006, **49**(10), 634-637. ISSN 0005-125X.
- [4] *Technický týdeník*. Praha: Business Media CZ, 2019, **67**(9).
- [5] *Technický týdeník*. Praha: Business Media CZ, 2019, **67**(10).
- [6] MUSÍLEK, Slavoj. Nástup kolaborativní robotiky kde ji využít? *Automa: Časopis pro automatizační techniku*. Děčín, 2018, **24**(1), 22-23. ISSN 1210-9592.
- [7] VAŇOUS, Jindřich. Kuka prezentovala novinky na veletrhu Hannover Messe i na semináři TechDay v Praze. *Automa: Časopis pro automatizační techniku*. Děčín, 2018, 24(6), 32-33. ISSN 1210-9592.
- [8] KABEŠ, Karel. Robotičtí pomocníci pro snazší budoucnost. *Automa: Časopis pro automatizační techniku*. Děčín, 2018, **24**(2-3), 82-83. ISSN 1210-9592.
- [9] NOVOTNÝ, František a Marcel HORÁK. *Efektory průmyslových robotů.* Liberec: Technická univerzita v Liberci, 2015. ISBN 978-80-7494-195-5. Učebnice vysokých škol. Technická univerzita v Liberci.
- [10] PALKO, Anton a Juraj SMRČEK. Robotika: koncové efektory pre priemyselné a servisné roboty: navrhovanie - konštrukcia - riešenie. 1. Košice: TU v Košiciach, Strojnícka fakulta, 2004, 274 s. ISBN 80-807-3218-3.
- [11] WOLF, Andreas a Henrik SCHUNK. Grippers in Motion: The Fascination of Automated Handling Tasks. Cincinnati: Carl Hanser Verlag GmbH & Co., 2018, 331 s. ISBN 978-1-56990-714-6.
- [12] MONKMAN, Gareth J., Stefan HESSE, Ralf STEINMANN a Henrik SCHUNK. *Robot Grippers* [online]. Weinheim: Wiley-VCH, 2007 [cit. 2019-06-27]. ISBN 978-3-527-40619-7. Dostupné z: http://onlinelibrary.wiley.com/book/10.1002/9783527610280.
- [13] *Technický týdeník.* Praha: Business Media CZ, 2019, **67**(8).
- [14] EGENHOFER, C., J. C. JANSEN, S. J. A. BAKKER a Jussila HAMMES. Nový pohled na možnosti politiky EU, jak se vypořádat s klimatickými změnami: Analýza společenských nákladů a přínosů různých strategií omezení emisí skleníkových plynů [online]. 1.
  Brusel: Centrum studií o evropské politice, 2006, 132 s. [cit. 2019-06-28]. ISBN 978-92-9079-631-2. Dostupné z: https://adoc.tips/novy-pohled-na-monosti.html.
- [15] SOBOTKA, Zdeněk. Reologie hmot a konstrukcí. Praha: Academia, 1981.
- [16] MATOUŠEK, Ivo. *Počítačové modelování v automatizované výrobě lisovaného skla*. Liberec, 2005. Disertace. Technická univerzita v Liberci.

- [17] STEKLÝ, Jan. *Numerická simulace procesu lisofoukání*. Liberec, 2004. Disertace. Technická univerzita v Liberci.
- [18] OSSWALD, T. A. a Natalie RUDOLPH. *Polymer Rheology: Fundamentals and Applications*. 1. Munich: Hanser Publishers, 2015, 225 s. ISBN 978-1-56990-517-3.
- [19] CARRE, H. a L. DAUDEVILLE. Numerical Simulation of Soda-Lime Silicate Glass Tempering. Le Journal de Physique IV. 1996, 06(C1), C1-175-C1-185. DOI: 10.1051/jp4:1996117. ISSN 1155-4339. Dostupné také z: http://www.edpsciences.org/10.1051/jp4:1996117.
- [20] DAUDEVILLE, Laurent a Hélène CARRÉ. Thermal Tempering Simulation of Glass Plates: Inner and Edge Residual Stresses. *Journal of Thermal Stresses*. 1998, **21**(6), 667-689.
   DOI: 10.1080/01495739808956168. ISSN 0149-5739. Dostupné také z: http://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/01495739808956168.
- [21] FORS, Camilla. *Mechanical Properties of Interlayers in Laminated Glass: Experimental and Numerical Evaluation*. Lund, 2014, 51 s. Disertace. Lund University.
- [22] BOUBAKER, Mohamed Bader, Benjamin LE CORRE, Yves MESHAKA a Gérard JEANDEL. Finite Element Simulation of the Slumping Process of a Glass Plate Using 3D Generalized Viscoelastic Maxwell Model. *Journal of Non-Crystalline Solids*. 2014, 405, 45-54. DOI: 10.1016/j.jnoncrysol.2014.08.018. ISSN 00223093. Dostupné také z: https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0022309314004025.
- [23] NIELSEN, J.H., J.F. OLESEN, P.N. POULSEN a H. STANG. Finite Element Implementation of a Glass Tempering Model in Three Dimensions. 2010, 88(17-18), 963-972. DOI: 10.1016/j.compstruc.2010.05.004. ISSN 00457949.
- [24] DUFFRÈNE, L., R. GY, J.E. MASNIK, J. KIEFFER a J.D. BASS. Temperature Dependence of the High-frequency Viscoelastic Behavior of a Soda-lime-silica Glass. *Journal of the American Ceramic Society*. 1998, 5(81), 1278-1284. ISSN 00027820.
- [25] *Marc Volume A: Theory and User Information.* 1. Newport Beach, CA: MSC Software Corporation, 2016.
- [26] ZHOU, Jian, Mujun LI, Yang HU, Tianyi SHI, Yueliang JI a Lianguan SHEN. Numerical Evaluation on the Curve Deviation of the Molded Glass Lens. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. 2014, **136**(5). DOI: 10.1115/1.4027342. ISSN 1087-1357.
- [27] LIMBACH, Rene, Bruno P. RODRIGUES a Lothar WONDRACZEK. Strain-rate Sensitivity of Glasses. *Journal of Non-Crystalline Solids*. 2014, **404**, 124-134. DOI: 10.1016/j.jnoncrysol.2014.08.023. ISSN 00223093.
- [28] PARSA, M.H., M. RAD, M.R. SHAHHOSSEINI a M.H. SHAHHOSSEINI. Simulation of Windscreen Bending Using Viscoplastic Formulation. *Journal of Materials Processing Technology*. 2005, **170**(1-2), 298-303. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2005.05.015. ISSN 09240136.
- [29] ZEMANOVÁ, Alena, Jan ZEMAN a Michal ŠEJNOHA. Comparison of Viscoelastic Finite Element Models for Laminated Glass Beams. International Journal of Mechanical Sciences. 2017, 131-132, 380-395. DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2017.05.035. ISSN 00207403. Dostupné také z:

https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0020740317301303.

- [30] WILLIAMS, Malcolm L., Robert F. LANDEL a John D. FERRY. The Temperature Dependence of Relaxation Mechanisms in Amorphous Polymers and Other Glassforming Liquids. *Journal of the American Chemical Society*. 1955, 77(14), 3701-3707.
   DOI: 10.1021/ja01619a008. ISSN 0002-7863. Dostupné také z: http://pubs.acs.org/doi/abs/10.1021/ja01619a008.
- [31] FROLI, Maurizio a Leonardo LANI. PVB Bonding: Adhesion, Creep and Relaxation Properties. *Glass International*. Quartz Business Media Ltd, UK: Quartz Business Media, 2011, 33-38.
- [32] TIMMEL, M., S. KOLLING, P. OSTERRIEDER a P.A. DU BOIS. A Finite Element Model for Impact Simulation with Laminated Glass. *International Journal of Impact Engineering*. 2007, **34**(8), 1465-1478. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2006.07.008. ISSN 0734743X. Dostupné také z: https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0734743X06001138.
- [33] GALUPPI, Laura a Gianni ROYER-CARFAGNI. Laminated Beams with Viscoelastic Interlayer. International Journal of Solids and Structures. 2012, 49(18), 2637-2645. DOI: 10.1016/j.ijsolstr.2012.05.028. ISSN 00207683. Dostupné také z: https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0020768312002387.
- [34] *Nonlinear Finite Element Analysis of Elastomers: Technical Paper*. 1. Los Angeles, USA: MSC Software Corporation, 2004.
- [35] MARTINS, P. A. L. S., R. M. NATAL JORGE a A. J. M. FERREIRA. A Comparative Study of Several Material Models for Prediction of Hyperelastic Properties: Application to Silicone-Rubber and Soft Tissues. *Strain.* 2006, **42**(3), 135-147. DOI: 10.1111/j.1475-1305.2006.00257.x. ISSN 00392103. Dostupné také z: http://doi.wiley.com/10.1111/j.1475-1305.2006.00257.x
- [36] BORST, René de a M. A. CRISFIELD. *Nonlinear Finite Element Analysis of Solids and Structures.* 2nd ed. Hoboken, NJ: Wiley, 2012. ISBN 978-0-470-66644-9.
- [37] AUSTRELL, Per-Erik a Leif KARI. *Constitutive Models for Rubber IV*. London: Taylor & Francis Group, 2005. ISBN 0-415-38346-3.
- [38] ARRUDA, Ellen M. a Mary C. BOYCE. A Three-dimensional Constitutive Model for the Large Stretch Behavior of Rubber Elastic Materials. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids.* 1993, **41**(2), 389-412. DOI: 10.1016/0022-5096(93)90013-6. ISSN 00225096. Dostupné také z:

https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/0022509693900136.

- [39] GENT, A. N. A New Constitutive Relation for Rubber. *Rubber Chemistry and Technology*.
  1996, 69(1), 59-61. DOI: 10.5254/1.3538357. ISSN 0035-9475. Dostupné také z: http://rubberchemtechnol.org/doi/abs/10.5254/1.3538357.
- YEOH, O. H. Some Forms of the Strain Energy Function for Rubber. *Rubber Chemistry* and Technology. 1993, 66(5), 754-771. DOI: 10.5254/1.3538343. ISSN 0035-9475.
   Dostupné také z: http://rubberchemtechnol.org/doi/abs/10.5254/1.3538343.
- [41] HADERKA, Martin. *Vliv parametrů vulkanizace na mechanické vlastnosti elastomerů.* Zlín, 2006. Diplomová práce. Univerzita Tomáše Bati ve Zlíně.
- [42] MACHUČA, Radek. Numerická analýza vlivu tření na vedení materiálu ve vícevřetenovém automatu. Zlín, 2012. Diplomová práce. Univerzita Tomáše Bati ve Zlíně.
- [43] BOWER, Allan F. *Applied Mechanics of Solids* [online]. 2012 [cit. 2019-07-04]. Dostupné z: http://solidmechanics.org/.
- [44] MCGINTY, Bob. Continuum Mechanics: with Emphasis on Metals & Viscoelastic Materials [online]. [cit. 2019-07-04]. Dostupné z: http://www.continuummechanics.org/.
- [45] BARENBLATT, Grigory I. a Daniel D. JOSEPH. *Collected Papers of R. S. Rivlin.* 1. New York: Springer Verlag, 1997, 2829 s. ISBN 978-1-4612-7530-5.
- [46] HORÁK, Marcel a František NOVOTNÝ. Experimentální analýza frikčních poměrů na rozhraní sklo – úchopný prvek. In: Setkání kateder výrobních strojů. Plzeň: Západočeská univerzita v Plzni. 2007, s. 35 – 39. ISBN 978-80-7043-598-4.
- [47] LIU, Y. F., J. LI, Z. M. ZHANG, X. H. HU a W. J. ZHANG. Experimental Comparison of Five Friction Models on the Same Test-bed of the Micro Stick-slip Motion System. *Mechanical Sciences*. 2015, 6(1), 15-28. DOI: 10.5194/ms-6-15-2015. ISSN 2191-916X. Dostupné také z: https://www.mech-sci.net/6/15/2015/.
- [48] BERGER, EJ. Friction Modeling for Dynamic System Simulation. Applied Mechanics Reviews. 2002, 55(6). DOI: 10.1115/1.1501080. ISSN 00036900. Dostupné také z: http://AppliedMechanicsReviews.asmedigitalcollection.asme.org/article.aspx?articlei d=1397378.
- [49] DUPONT, P., V. HAYWARD, B. ARMSTRONG a F. ALTPETER. Single State Elastoplastic Friction Models. *IEEE Transactions on Automatic Control*. 2002, **47**(5), 787-792. DOI: 10.1109/TAC.2002.1000274. ISSN 0018-9286. Dostupné také z: http://ieeexplore.ieee.org/document/1000274/.
- [50] NOVOTNÝ, František a Marcel HORÁK. Industrial Robots in Automatic Glass Production. In: Proceedings of 3<sup>rd</sup> International Conference "Optimization of the Robots and Manipulators" OPTIROB 2008. Predeal, Romania, 30 May – 1 June 2008, s. 283-288. ISBN 978-973-648-784-2.
- [51] NOVOTNÝ, František a Marcel HORÁK. Průmyslové roboty v automatické výrobě skla.
  In: Setkání kateder výrobních strojů a robotiky. Lednice, ČR, 9. 10. září 2008, ISBN 978-80-214-3723-4.
- [52] NOVOTNÝ, František, Ivo MATOUŠEK, Marcel HORÁK a Vlastimil HOTAŘ. Uplatnění počítačového modelování ve sklářské výrobě. In: Vědecká pojednání, Liberec, Zittau, Jelenia Góra. Liberec: Technická univerzita v Liberci, 2002, s. 259-272. ISBN 80-7083-628-8.
- [53] NOVOTNÝ, František a Marcel HORÁK. Počítačová simulace robotizované manipulace s výrobky ze skla. Sklář a keramik. 2003, 53(7-8). ISSN 0037-637X.
- [54] NOVOTNÝ, František a Marcel HORÁK. Robotizovaná manipulace na teplém konci výrobní linky na tvarování užitkového skla. In: *Stretnutie ústavov a ketedier výrobnej*

*techniky a robotiky ČR a SR 2006*. 1. Košice, 29. – 30. máj 2006, s. 33-36. ISBN 80-8073-560-3.

- [55] HORÁK, Marcel a František NOVOTNÝ. Chapadla se staticky neurčitým stabilizovaným tvarovým uchopením výlisku ze skla. In: *Konference Setkání ústavů a kateder oboru výrobní stroje a robotika*. Ostrava, 14. 15. září 2004, s. 19. ISBN 80-248-0645-2.
- [56] NOVOTNÝ, František, Marcel HORÁK a Michal STARÝ. Application of Industrial Robots on the Hot End of an Automatic Glass Production Line. In: *Proceedings of 13<sup>th</sup> International Workshop on Robotics in Alpe-Adria-Danube Region.* Brno: University of Technology, June 1-6, 2004. ISBN 80-7204-341-2.
- [57] HORÁK, Marcel. Modelování kontaktu poddajných úchopných prvků se žhavým objektem ze skla. In: XIII. vědecké sympozium TU Liberec – TU Dresden. Liberec: Technická univerzita v Liberci, 2001, s. 173-178. ISBN 80-7083-469-2.
- [58] NOVOTNÝ, František a Marcel HORÁK. Robot Handling with Glass Presslings by Hot End of Lehr. In: *Proceedings of annotations*. Ostrava: Technická univerzita Ostrava, 2000, s. 40-41, ISBN 80-7078-799-6.
- [59] NOVOTNÝ, František a Marcel HORÁK. Gripping of Hot Glass Pressings. In: Proceedings of 8<sup>th</sup> International conference on the Theory of Machines and Mechanisms. Liberec: Technická univerzita v Liberci, 2000, s. 557-563, ISBN 80-7073-418-8.
- [60] HORÁK, Marcel. Počítačová simulace robotizované manipulace s výrobky ze skla. In: Sborník přednášek - 11. Česká konference o skle. Praha: Vysoká škola chemickotechnologická, 2002, s. 142-146, ISBN 80-02-01480-4.
- [61] NOVOTNÝ, František a Marcel HORÁK. Úchopné hlavice pro šetrnou manipulaci s výlisky ze skla. In: Proceedings of IX. International Conference on the Theory of Machines and Mechanisms. Liberec: Technická univerzita v Liberci, August 31 – Sept. 2, 2004, s. 567-572, ISBN 80-7083-847-7.
- [62] NOVOTNÝ, František. Adaptivní úchopné hlavice s kombinovaným pohonem pro uchopování žhavého skla. In: XIII. vědecké sympozium TU Liberec TU Dresden.
  Liberec: Technická univerzita v Liberci, 2001, s. 167-172. ISBN 80-7083-469-2.
- [63] NOVOTNÝ, František a Marcel HORÁK. Vacuum Grippers in the Glass Industry. In: 16<sup>th</sup> International Conference in Production Research. Praha, 2001, s. 169. ISBN 80-02-01438-3.
- [64] WEBER, Ondřej. Úchopná hlavice pro tvarově složité výlisky ze skla. Liberec, 2001, 94
  s. Diplomová práce. Technická univerzita v Liberci.
- [65] NOVOTNÝ, František a Marcel HORÁK. Simulation of Oscillations during the Handling of Thin Glass Sheets. In: *Proceedings of International Carpathian Control Conference*. Krynica, Poland: Wydzial Inzynierii Mechanicznej i Robotyki AGH Krakowie, 2001, s. 197-204. ISBN 83-91340-07-4.
- [66] NOVOTNÝ, František a Marcel HORÁK. Stability of Gripping of the Object by Means of Vacuum Gripper. In: *Konference ROBTEP 2002*. Košice, Slovenská republika, 2002, s. 285-292. ISBN 80-7099-826-1.

- [67] HORÁK, Marcel a Martin LACHMAN. Experimentální analýza kmitů tenkých desek během manipulace. In: *Dynamika strojů 2003*. Praha: Ústav termomechaniky AV ČR, 2003, s. 57-60. ISBN 80-85918-81-1.
- [68] HORÁK, Marcel, František NOVOTNÝ a Martin LACHMAN. Experimental Measurements of Thin Glass Sheet Oscillations during Handling for Verification of the Numerical Model. In: PODLUBNÝ, Igor a Karol KOSTÚR. *Proceedings of 4<sup>th</sup> International Carpathian Control Conference*. 1. Košice: TU Košice, 2003, s. 84-87. ISBN 80-7099-509-2.
- [69] HORÁK, Marcel. Specifické problémy manipulace s přířezy skla. In: NOVOTNÝ, František. Sborník přednášek XI. Mezinárodní konference Sklářské stroje. 1. Liberec: Technická univerzita v Liberci, 2003, s. 119-124. ISBN 80-7083-732-2.
- [70] NOVOTNÝ, František a Marcel HORÁK. Specification of the Numerical Model of Thin Glass Sheet Oscillations. Acta mechanica Slovaca: Robtep 2003. 2003, 7(3), s. 91-96. ISSN 1335-2393.
- [71] HORÁK, Marcel a František NOVOTNÝ. Optimisation of Vacuum Effectors for Handling with Thin Sheets. In: *Proceedings of 6<sup>th</sup> International Carpathian Control Conference*.
  1. Miskolc, Hungary: University of Miskolc, 2005. ISBN 963-661-644-2.
- [72] HORÁK, Marcel a František NOVOTNÝ. Vacuum Grippers Optimisation in Automatic Flat Glass Production. In: *ICPR-18: 18<sup>th</sup> International Conference on Production Research.* 1. Salerno, Italy, 2005. ISBN 88-87030-96-0.
- [73] HORÁK, Marcel. *Dynamická manipulace s tenkými deskami skla*. Liberec, 2005, 154 s. Disertační práce. Technická univerzita v Liberci.
- [74] NOVOTNÝ, František a Marcel HORÁK. Design of Vacuum Grippers Using Numerical Simulation. Acta Mechanica Slovaca. Košice: Strojnícka fakulta, Technická univerzita v Košiciach, 2006, 10(2-A), 349-356. ISSN 1335-2393.
- [75] HORÁK, Marcel a František NOVOTNÝ. Automatická manipulace s tenkými tabulemi skla. *Sklář a keramik*. 2006, **56**(9), s. 173-178. ISSN 0037-637X.
- [76] HORÁK, Marcel a František NOVOTNÝ. Automatizovaná manipulace s tenkými deskami skla. Sklář a keramik. 2006, 56C, s. 149-156. ISSN 0037-637X.
- [77] SALAČ, Petr a Marcel HORÁK. Problem of Determination of Optimal Supports Position for Jumbo Flat Glass with Free Edges. Advanced Materials Research. 2008, **39-40**, s. 547-552. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMR.39-40.547. ISSN 1662-8985. Dostupné také z: https://www.scientific.net/AMR.39-40.547.
- [78] HORÁK, Marcel. *Dynamická manipulace s plochým sklem*. 1. Liberec: Technická univerzita v Liberci, 2008. ISBN 978-80-7372-425-2.
- [79] NEČAS, Jindřich a I. HLAVÁČEK. Úvod do matematické teorie pružných a pružně plastických těles. 1. Praha: Státní nakladatelství technické literatury, 1983, 325 s. Teoretická knižnice inženýra.
- [80] HLAVÁČEK, Ivan, I. BOCK a J. LOVÍŠEK. Optimal Control of a Variational Inequality with Applications to Structural Analysis. II. Local optimization of the stress in a beam. III. Optimal design of an elastic plate. *Applied Mathematics and Optimization*. Springer-

Verlag, 1985, **13**(1), 117-136. DOI: https://doi.org/10.1007/BF01442202. ISSN 0095-4616.

- [81] HORÁK, Marcel a František NOVOTNÝ. Automatická manipulace ve výrobě a zpracování plochého skla. In: Stretnutie ústavov a ketedier výrobnej techniky a robotiky ČR a SR 2006. 1. Košice, 29. – 30. máj 2006, s. 29-32. ISBN 80-8073-560-3.
- [82] NOVOTNÝ, František, Marcel HORÁK a Zdeněk HORT. Robotizovaná manipulace při výrobě automobilových skel. In: Setkání kateder výrobních strojů. Plzeň: Západočeská univerzita v Plzni. 2007, s. 35 – 39. ISBN 978-80-7043-598-4.
- [83] HORÁK, Marcel. Robot Handling in Automatic Flat Glass Production. Acta Mechanica Slovaca. Košice: Strojnícka fakulta, Technická univerzita v Košiciach, 2008, 12(2-A), s. 419-430. ISSN 1335-2393.
- [84] NOVOTNÝ, František a Marcel HORÁK. Konstrukce robotů. Liberec: Technická univerzita v Liberci, 2015. ISBN 978-80-7494-216-7. Učebnice vysokých škol. Technická univerzita v Liberci.
- [85] MAVROIDIS, C., S. DUBOWSKY, P. DROUET, J. HINTERSTEINER a J. FLANZ. A Systematic Error Analysis of Robotic Manipulators: Application to a High Performance Medical Robot. *Proceedings of International Conference on Robotics and Automation*. IEEE, 1997, 980-985. DOI: 10.1109/ROBOT.1997.614262. ISBN 0-7803-3612-7. Dostupné také z: http://ieeexplore.ieee.org/document/614262/.
- [86] HANQI ZHUANG, S.H. MOTAGHEDI a Z.S. ROTH. Robot Calibration with Planar Constraints. Proceedings 1999 IEEE International Conference on Robotics and Automation (Cat. No.99CH36288C). IEEE, 1999, 805-810. DOI: 10.1109/ROBOT.1999.770073. ISBN 0-7803-5180-0. Dostupné také z: http://ieeexplore.ieee.org/document/770073/.
- [87] NOVOTNÝ, František a Marcel HORÁK. Robotic Handling of Jumbo Flat Glass Sheets. Acta Mechanica Slovaca. Košice: Strojnícka fakulta, Technická univerzita v Košiciach, 2008, 12(2-A), s. 413-418. ISSN 1335-2393.
- [88] HORÁK, Marcel a František NOVOTNÝ. Automatic Handling of Thin Sheet Glass. *Glass International*. June 2008, **31**(5), s. 42-46. ISSN 0143-7838.
- [89] HORÁK, Marcel a František NOVOTNÝ. Robotic Handling in Flat Glass Production. In: Proceedings of 9<sup>th</sup> International Carpathian Control Conference. Sinaia: University of Craiova, Romania, 2008, s. 223 – 226. ISBN 978-973-746-897-0.
- [90] NOVOTNÝ, František a Marcel HORÁK. Parallel Cooperation of Robots during Handling with Jumbo Glass Sheets. Advanced Materials Research. 2008, **39-40**, s. 465-468. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMR.39-40.465. ISSN 1662-8985. Dostupné také z: https://www.scientific.net/AMR.39-40.465.
- [91] HORÁK, Marcel a František NOVOTNÝ. Mechanical thermal Stress of Thin Jumbo Format Glass Sheet in Interaction with Stand. In: *Proceedings of 5<sup>th</sup> International Carpathian Control Conference*. 1. Zakopane, Poland, May 25 – 28, 2004, s. 57-62. ISBN 83-89772-00-0.

- [92] LIU, Jihong, K. TANAKA, L.M. BAO a I. YAMAURA. Analytical Modelling of Suction Cups used for Window-cleaning Robots. *Vacuum*. 2006, 80(6), 593-598. DOI: 10.1016/j.vacuum.2005.10.002. ISSN 0042207X. Dostupné také z: https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0042207X05003350.
- [93] HORÁK, Marcel a František NOVOTNÝ. Numerical Model of Contact Compliant Gripping Element with an Object of Handling. In: FARANA, Radim a Lubomír SMUTNÝ. Proceedings of 3<sup>rd</sup> International Carpathian Control Conference. 1. Ostrava: Technical University of Ostrava, 2002, s. 691-696. ISBN 80-248-0089-6.
- [94] NOVOTNÝ, František a Marcel HORÁK. Vacuum Grippers Optimization. In: *Konference MATAR 2004*. 1. Praha, ČR, 21. 22. 9. 2004, s. 111-117. ISBN 80-903421-4-0.
- [95] NOVOTNÝ, František a Marcel HORÁK. Computer Modelling of Suction Cups Used for Window Cleaning Robot and Automatic Handling of Glass Sheets. *MM Science Journal*. 2009, 2009(02), s. 113-118. DOI: 10.17973/MMSJ.2009\_06\_20090304. ISSN 18031269. Dostupné také z: http://www.mmscience.eu/june-2009.html#20090304.
- [96] ANDERSSON, Sören, Anders SÖDERBERG a Stefan BJÖRKLUND. Friction Models for Sliding Dry, Boundary and Mixed Lubricated Contacts. *Tribology International*. 2007, 40(4), 580-587. DOI: 10.1016/j.triboint.2005.11.014. ISSN 0301679X. Dostupné také z: https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0301679X05003154.
- [97] BRAY, J.W. a R.E. GOODMAN. The Theory of Base Friction Models. 1981, 18(6), 453-468. DOI: 10.1016/0148-9062(81)90510-6. ISSN 01489062. Dostupné také z: https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/0148906281905106.
- [98] NOVOTNÝ, František a Marcel HORÁK. Analýza zatížení přísavek robotů pro pohyb na skleněných stěnách. Acta Mechanica Slovaca. Košice: Strojnícka fakulta, Technická univerzita v Košiciach, 2009, 13(2-A), s. 147-152. ISSN 1335-2393.
- [99] HORÁK, Marcel a František NOVOTNÝ. Deformation Analysis of Suction Cup under Combined Load. In: *Proceedings of 10<sup>th</sup> International Carpathian Control Conference*. Zakopane: University of Science and Technology. Poland, May, 24-27, 2009. s. 403-406. ISBN 83-89772-51-5.
- [100] NOVOTNÝ, František a Marcel HORÁK. Problems of Loading Capacity of Suction Cups in the Radial Direction. In: Proceedings of the 5<sup>th</sup> International Conference on Optimisation of the Robots and Manipulators. Calimanesti, Romania, 28-30 May, 2010, s. 70-74. DOI: 10.3850/978-981-08-5840-7\_S2-4. ISBN 978-981-08-5840-7.
- [101] CHAMBERS, Austin. *Modern Vacuum Physics*. Florida: Boca Raton, 2005, 341 s. ISBN 08-493-2438-6.
- [102] ERBEN, Milan. Vakuová technika: Získávání a měření vakua, využití vakuových technologií. Pardubice: Univerzita Pardubice, 2008. Učebnice vysokých škol. Univerzita Pardubice.
- [103] GASPAR, Pedro Dinis a Pedro Dinho DA SILVA. Handbook of Research on Advances and Applications in Refrigeration Systems and Technologies. Hershey: Engineering Science Reference - IGI Global, 2015. ISBN 978-1-4666-8398-3.

- [104] Vakuum a jeho výroba. *MM Průmyslové spektrum*. Praha: MM publishing, 2001, 1(9),
  72.
- [105] *Cleanroom Technology* [online]. 2020 [cit. 2020-03-05]. Dostupné z: https://www.cleanroomtechnology.com.
- [106] PiINLINE: Eco-friendly Energy Saving Inline Vacuum Ejector [online]. Sweden: Piab AB,
  2012 [cit. 2020-03-05]. Dostupné z: https://www.piab.com/en-US/support/brochures/.
- [107] Vacuum Cartridge System II: Vacuum Pump [online]. Bempflingen, Germany: VMECA (VTEC), 2010 [cit. 2020-03-05]. Dostupné z: https://pdf.directindustry.com/pdf/vmeca/vmeca-vacuum-cartridge-systemii/15363-90119.html.
- [108] SLAVÍČEK, Pavel, Vlasta ŠTĚPÁNOVÁ a Jakub KELAR. Vakuová fyzika 1. Brno: Masarykova univerzita, 2016. ISBN 978-80-210-8473-5. Učebnice vysokých škol. Masarykova univerzita.
- [109] DVOŘÁK, Václav. Shape Optimization of Axisymmetric Ejector. In: *European Conference on Computational Fluid Dynamics: ECCOMAS CFD*. 1. Delft: TU Delft, 2006.
- [110] DVOŘÁK, Václav a J. FRIDRICH. Experimental and Numerical Verification of Analytical Method of Computation of Constant area Mixing. In: *Topical Problems of Fluid Mechanics 2006*. Prague: IT ASCR, February 17 - 18, 2006, s. 31 - 34.
- [111] YUAN, Yiqing. *Jet Fluid Mixing Control Through Manipulation of Inviscid Flow Structures*. Blacksburg, 2000, 262 s. Disertační práce. Faculty of the Virginia Polytechnic Institute and State University.
- [112] TENG, Yan, Xiaoning LI, Jianping LU a Zhongsheng SUN. Research on New Energy-saving Vacuum Ejector with Flow Self-regulation. In: *Proceedings of the 7th JFPS International Symposium on Fluid Power*. 1. Toyama, 2008, s. 759-764. ISBN 4-931070-07-X.
- [113] SITTI, M. a R.S. FEARING. Synthetic Gecko Foot-hair Micro/nano-structures for Future Wall-climbing Robots. 2003 IEEE International Conference on Robotics and Automation (Cat. No.03CH37422). IEEE, 2003, 1164-1170. DOI: 10.1109/ROBOT.2003.1241750. ISBN 0-7803-7736-2. Dostupné také z: http://ieeexplore.ieee.org/document/1241750/.
- [114] SETHI, Sunny, Liehui GE, Lijie CI, P. M. AJAYAN a Ali DHINOJWALA. Gecko-Inspired Carbon Nanotube-Based Self-Cleaning Adhesives. *Nano Letters*. 2008, 8(3), 822-825.
   DOI: 10.1021/nl0727765. ISSN 1530-6984. Dostupné také z: https://pubs.acs.org/doi/10.1021/nl0727765.
- [115] CHARY, Sathya S., John W. TAMELIER, Michael T. NORTHEN, Kimberly L. TURNER a Jeffrey TREXLER. Bio-inspired Controllable Adhesive. In: Conference paper. 1. Santa Barbara: University of California, 2008. Dostupné také z: https://www.researchgate.net/publication/235067771\_Bio-Inspired\_Controllable\_Adhesive.
- [116] PREVENSLIK, T. Electrostatic Gecko Mechanism. *Tribology in industry*. Serbia: Faculty of Engineering, University of Kragujevac, 2009, **31**(1&2), 61-66. ISSN 0354-8996.

- [117] MENON, Carlo, Michael MURPHY, Francesco ANGRILLI a Metin SITTI. WaalBots for Space Applications. In: *55<sup>th</sup> IAC Conference*. 1. Vancouver, 2004.
- [118] Why Can a Gecko Climb a Wall. BAAQUIE, Belal E. a Frederick H. WILLEBOORDSE. Exploring Integrated Science. 1. Boca Raton: CRC Press, 2009, s. 387-405. ISBN 978-1-4200-8794-9.
- [119] SITTI, M. a R.S. FEARING. Nanomolding Based Fabrication of Synthetic Gecko Foot-Hairs. Proceedings of the 2nd IEEE Conference on Nanotechnology. IEEE, 2002, 137-140. DOI: 10.1109/NANO.2002.1032153. ISBN 0-7803-7538-6. Dostupné také z: http://ieeexplore.ieee.org/document/1032153/.
- SITTI, Metin a Ronald S. FEARING. Synthetic Gecko Foot-hair Micro/nano-structures as Dry Adhesives. Journal of Adhesion Science and Technology. 2003, 17(8), 1055-1073.
   DOI: 10.1163/156856103322113788. ISSN 0169-4243. Dostupné také z: http://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1163/156856103322113788.
- [121] SITTI, Metin. High Aspect Ratio Polymer Micro/Nano-Structure Manufacturing Using Nanoembossing, Nanomolding and Directed Self-Assembly. *Design Engineering, Volumes 1 and 2*. ASMEDC, 2003, 2003-01-01, 293-297. DOI: 10.1115/IMECE2003-42787. ISBN 0-7918-3712-2. Dostupné také z: https://asmedigitalcollection.asme.org/IMECE/proceedings/IMECE2003/37122/293/ 301875.
- [122] BARTLETT, Michael D., Andrew B. CROLL, Daniel R. KING, Beth M. PARET, Duncan J. IRSCHICK a Alfred J. CROSBY. Looking Beyond Fibrillar Features to Scale Gecko-Like Adhesion. Advanced Materials. 2012, 1078-1083. DOI: **24**(8), 10.1002/adma.201104191. ISSN 09359648. Dostupné také z: http://doi.wiley.com/10.1002/adma.201104191.
- [123] SCIANNA, Carl. Non-slip Mat or Pad. USA. US005997995A. Uděleno 25. 5. 1999.
  Zapsáno 7. 12. 1999.
- [124] LEE, Jongho a Ronald S. FEARING. Contact Self-Cleaning of Synthetic Gecko Adhesive from Polymer Microfibers. Langmuir. 2008, 24(19), 10587-10591. DOI: 10.1021/la8021485. ISSN 0743-7463. Dostupné také z: https://pubs.acs.org/doi/10.1021/la8021485.
- [125] SODOMKA, Lubomír a Jaroslav FIALA. Fyzika a chemie kondenzovaných látek s aplikacemi 1: Teoretické základy materiálové technologie. 1. Liberec: Adhesiv Liberec, 2003. ISBN 80-239-1416-2.
- [126] GILLIES, A. G., A. HENRY, H. LIN, A. REN, K. SHIUAN, R. S. FEARING a R. J. FULL. Gecko Toe and Lamellar Shear Adhesion on Macroscopic, Engineered Rough Surfaces. *Journal* of Experimental Biology. 2014, 217(2), 283-289. DOI: 10.1242/jeb.092015. ISSN 0022-0949. Dostupné také z: http://jeb.biologists.org/cgi/doi/10.1242/jeb.092015.
- [127] YURDUMAKAN, Betul, Nachiket R. RARAVIKAR, Pulickel M. AJAYAN a Ali DHINOJWALA. Synthetic Gecko Foot-hairs from Multiwalled Carbon Nanotubes. Chemical Communications. 2005, (30). DOI: 10.1039/b506047h. ISSN 1359-7345. Dostupné také z: http://xlink.rsc.org/?DOI=b506047h.

- [128] BEACON Researchers at Work: How do Geckos Stick to the Wall? BEACON An NSF Center for the Study of Evolution in Action [online]. Michigan State University, 2011 [cit. 2020-03-09]. Dostupné z: https://www3.beaconcenter.org/blog/2011/11/14/beacon-researchers-at-work-how-do-geckos-stick-tothe-wall/.
- [129] GILLIES, Andrew G. a Ronald S. FEARING. Simulation of Synthetic Gecko Arrays Shearing on Rough Surfaces. *Journal of The Royal Society Interface*. 2014, **11**(95). DOI: 10.1098/rsif.2014.0021. ISSN 1742-5689. Dostupné také z: https://royalsocietypublishing.org/doi/10.1098/rsif.2014.0021.
- [130] FILIPPOV, Alexander E. a Stanislav N. GORB. Spatial Model of the Gecko Foot Hair: Functional Significance of Highly Specialized Non-uniform Geometry. *Interface Focus*. 2015, 5(1). DOI: 10.1098/rsfs.2014.0065. ISSN 2042-8898. Dostupné také z: https://royalsocietypublishing.org/doi/10.1098/rsfs.2014.0065.
- [131] OnRobot [online]. Odense: OnRobot A/S, 2020 [cit. 2020-03-09]. Dostupné z: https://onrobot.com.
- [132] *Progressive Ply Failure and Delamination Modeling.* MSC Software Corporation, 2012.
- [133] DA SILVA, Lucas F. M. a Raul D. S. G. CAMPILHO. Advances in Numerical Modelling of Adhesive Joints. Advances in Numerical Modeling of Adhesive Joints. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2012, 2012-10-15, 1-93. SpringerBriefs in Applied Sciences and Technology. DOI: 10.1007/978-3-642-23608-2\_1. ISBN 978-3-642-23607-5. Dostupné také z: http://link.springer.com/10.1007/978-3-642-23608-2\_1.
- [134] PERSSON, B.N.J. Adhesion Between an Elastic Body and a Randomly Rough Hard Surface. *The European Physical Journal E*. 2002, 8(4), 385-401. DOI: 10.1140/epje/i2002-10025-1. ISSN 1292-8941. Dostupné také z: http://link.springer.com/10.1140/epje/i2002-10025-1.
- [135] RUTHS, Marina a Jacob N. ISRAELACHVILI. Surface Forces and Nanorheology of Molecularly Thin Films. Nanotribology and Nanomechanics II. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2011, 2011-4-19, 107-202. DOI: 10.1007/978-3-642-15263-4\_13. ISBN 978-3-642-15262-7. Dostupné také z: http://link.springer.com/10.1007/978-3-642-15263-4\_13.
- [136] SODOMKA, Lubomír a Jaroslav FIALA. Fyzika a chemie kondenzovaných látek s aplikacemi 2: Teoretické základy materiálové technologie. 1. Liberec: Adhesiv Liberec, 2004. ISBN 80-239-1417-2.
- [137] ZILBERMAN, S. a B.N.J. PERSSON. Adhesion Between Elastic Bodies with Rough Surfaces. Solid State Communications. 2002, **123**(3-4), 173-177. DOI: 10.1016/S0038-1098(02)00179-5. ISSN 00381098.
- [138] RAEGEN, A. N., K. DALNOKI-VERESS, K. -T. WAN a R. A. L. JONES. Measurement of Adhesion Energies and Young's Modulus in Thin Polymer Films Using a Novel Axisymmetric Peel Test Geometry. *The European Physical Journal E*. 2006, **19**(4), 453-459.

DOI: 10.1140/epje/i2005-10069-7. ISSN 1292-8941. Dostupné také z: http://link.springer.com/10.1140/epje/i2005-10069-7.

- [139] WHITE, Sally A. The Effect of Work of Adhesion on Contact of a Pressurized Blister with a Flat Surface. Blacksburg, 2001, 96 s. Master Thesis. Virginia Polytechnic Institute and State University.
- [140] CHUNG, Jun Young a Manoj K. CHAUDHURY. Soft and Hard Adhesion. The Journal of Adhesion. 2007, 81(10-11), 1119-1145. DOI: 10.1080/00218460500310887. ISSN 0021-8464.
- [141] BHUSHAN, Bharat. Adhesion and Stiction: Mechanisms, Measurement Techniques, and Methods for Reduction. J. Vac. Sci. Technol. 2003, 21(6). DOI: 10.1116/1.1627336. ISSN 0734211X.
- [142] GAO, H. a H. YAO. Shape Insensitive Optimal Adhesion of Nanoscale Fibrillar Structures. *Proceedings of the National Academy of Sciences*. 2004, **101**(21), 7851-7856. DOI: 10.1073/pnas.0400757101. ISSN 0027-8424. Dostupné také z: http://www.pnas.org/cgi/doi/10.1073/pnas.0400757101.
- [143] GERBERICH, W W a M J CORDILL. Physics of Adhesion. *Reports on Progress in Physics*.
  2006, 69(7), 2157-2203. DOI: 10.1088/0034-4885/69/7/R03. ISSN 0034-4885.
- [144] NOORMAN, D. C. Cohesive Zone Modelling in Adhesively Bonded Joints: Analysis on crack propagation in adhesives and adherends. Delft, 2014. Master thesis. TU Delft. Vedoucí práce Prof. dr. ir. A. van Keulen.
- [145] HERMES, F. H. Process Zone and Cohesive Element Size in Numerical Simulations of Delamination in Bi-layers. Eindhoven, 2010, 74 s. Master Thesis. Eindhoven University of Technology. Vedoucí práce Dr. ir. O. van der Sluis.
- [146] VAN HAL, B.A.E., R.H.J. PEERLINGS, M.G.D. GEERS a O. VAN DER SLUIS. Cohesive Zone Modeling for Structural Integrity Analysis of IC Interconnects. *Microelectronics Reliability*. 2007, **47**(8), 1251-1261. DOI: 10.1016/j.microrel.2006.08.017. ISSN 00262714.
- [147] YAN, Jack. Simulation Method Development of Ultra Thick Laminates: with Cohesive Zone Method and Empirical Arcan Tests. Stockholm, 2011, 50 s. Master Thesis. Royal Institute of Technology. Vedoucí práce M Sc. Kristian Zimmermann.
- [148] RAOUS, Michael a M'hamed Ali KARRAY. Model Coupling Friction and Adhesion for Steel-Concrete Interfaces. International Journal of Computer Applications in Technology. 2009, 34(1). ISSN 0952-8091.
- [149] SUN, Zuo, Kai-Tak WAN a David A. DILLARD. A Theoretical and Numerical Study of Thin Film Delamination Using the Pull-off Test. *International Journal of Solids and Structures*. 2004, **41**(3-4), 717-730. DOI: 10.1016/j.ijsolstr.2003.09.027. ISSN 00207683.
- [150] HORÁK, Marcel a František NOVOTNÝ. Increases in the Radial Capacity of Vacuum Gripping Elements. MM Science Journal: Special Edition - 20<sup>th</sup> International Workshop on Robotics in Alpe-Adria-Danube Region (RAAD). 2011, (October 5-7), 122-127. ISSN 1803-1269.

- [151] HORÁK, Marcel a František NOVOTNÝ. The Study of Mechanics of Deformation Behaviour of Service Robots Gripping Systems. In: NÁPRSTEK, Jiří a Cyril FISCHER. Book of Extended Abstracts: 18<sup>th</sup> International Conference. 1. Praha: Institute of Theoretical and Applied Mechanics, 2012, s. 108-109. ISBN 978-80-86246-39-0.
- [152] HORÁK, Marcel a František NOVOTNÝ. Kombinované úchopné prvky se zvýšenou nosností v radiálním směru. In: Sborník abstraktů XIII. Mezinárodní konference Sklářské stroje a seminář Kovy ve sklářských technologiích. 1. Liberec: Technická univerzita v Liberci, 19. září 2012, s. 16.
- [153] HORÁK, Marcel a František NOVOTNÝ. *Podtlakový úchopný prvek*. Česká republika.302959 Patent. Uděleno 14. 12. 2011. Zapsáno 25. 01. 2012.
- [154] HORÁK, Marcel a František NOVOTNÝ. Kapalinový kompenzátor polohy. Česká republika. 27916 Užitný vzor. Uděleno 10. 03. 2015. Zapsáno 18. 03. 2015.
- [155] NOVOTNÝ, František, Marcel HORÁK a Michal OBST. Design Study of Service Robot Chassis for Motion on Glass Vertical Wall. In: *Proceedings of 8<sup>th</sup> International Carpathian Control Conference*. Košice: Technical University of Košice, 2007, s. 492 – 495. ISBN 978-80-8073-805-1.
- [156] MACHYTKA, Josef, Marcel HORÁK a František Novotný. Control Conception of the Service Robot Mobile Platform. In: Proceedings of 5<sup>th</sup> International PhD Conference on Mechanical Engineering – PhD 2007. Pilsen: Západočeská univerzita v Plzni, 2007, s. 145 – 148. ISBN 978-80-7043-597-7.
- [157] NOVOTNÝ, František a Marcel HORÁK. Autonomous Robotic Mobile Platform. In: Proceedings of XVI. Mezinárodní vědecké sympózium TU Liberec – TU Dresden. Liberec: Technická univerzita v Liberci, 2007, ISBN 978-80-7372-247-0 - tištěná anotace, ISBN: 978-80-7372-248-7 – CD.
- [158] NOVOTNÝ, František a Marcel HORÁK. Automatizace čištění skleněného opláštění výškových budov. In: Setkání kateder výrobních strojů. Plzeň: Západočeská univerzita v Plzni. 2007, s. 66 – 70. ISBN 978-80-7043-598-4.
- [159] NOVOTNÝ, František, Marcel HORÁK a Martin PLAVEC. Mobilní plošina pro pohyb po vertikální stěně. Česká republika. 303697 Patent. Uděleno 06. 02. 2013. Zapsáno 20. 03. 2013.
- [160] NOVOTNÝ, František a Marcel HORÁK. Problems of Loading Capacity of Suction Cups in the Radial Direction. Advanced Materials Research. 2012, 463-464, s. 1291-1294. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMR.463-464.1291. ISSN 1662-8985. Dostupné také z: https://www.scientific.net/AMR.463-464.1291.
- [161] HORÁK, Marcel a František NOVOTNÝ. Special Gripping Elements for Handling with Flat Objects. Applied Mechanics and Materials: Robotics in Theory and Practice. Zurich, Switzerland: Trans Tech Publications, 2013, 282, s. 27-32. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMM.1000.27. ISSN 1660-9336.
- [162] HORÁK, Marcel a František NOVOTNÝ. Adhesive Gripping Elements in a Construction of Gripping Heads. In: *Applied Mechanics and Materials*. 2015, **772**, s. 339-343. DOI:

10.4028/www.scientific.net/AMM.772.339. ISSN 1662-7482. Dostupné také z: https://www.scientific.net/AMM.772.339.

- [163] SCHILL, František. Chlazení skla. Praha: Informatorium, 1993. ISBN 80-854-2734-6.
- [164] MENČÍK, Jaroslav. *Pevnost a lom skla a keramiky*. Praha: Státní nakladatelství technické literatury, 1990. ISBN 80-03-00205-2.
- [165] TEICHER, Gerhard. Glas im Automobil. Reinningen: Expert Verlag, 2001, 174 s. ISBN 3-8169-2015-2.
- [166] SCHITTICH, Christian. *Glasbau Atlas*. Basel: Birkhäuser, c1998, 328 s. ISBN 37-643-5944-7.
- [167] ELIÁŠOVÁ, Martina. Advanced Design of Glass Structures [online]. [cit. 2020-04-20]. Dostupné z:

http://steel.fsv.cvut.cz/suscos/PP/1E05\_01\_History%20and%20production.pdf.

- [168] GULATI, Suresh a Timothy ROE. Importance of Edge Finish on Thermal Tempering. In: Glass Processing Days [online]. 2001, s. 72-78 [cit. 2020-04-20]. Dostupné z: https://pdfs.semanticscholar.org/846f/45ff20624379f8c3fd1476d14f58c2fa719e.pdf ?\_ga=2.48224871.1790729569.1587377480-1284374260.1587377480.
- [169] OVEREND, M. *The Appraisal of Structural Glass Assemblies*. 2002, 214 s. Disertační práce. University of Surrey.
- [170] KHORASANI, Naimeh. *Design Principles For Glass Used Structurally*. Lund University, Building Science Department, 2004, 80 s. ISSN 1103-4467.
- [171] LIU, Man a D. G. GORMAN. Formulation of Rayleigh Damping and its Extensions. 1995,
  57(2), 277-285. DOI: 10.1016/0045-7949(94)00611-6. ISSN 00457949. Dostupné také z: https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/0045794994006116.
- [172] HALL, John F. Problems Encountered from the Use (or Misuse) of Rayleigh Damping.
  2006, 35(5), 525-545. DOI: 10.1002/eqe.541. ISSN 0098-8847. Dostupné také z: http://doi.wiley.com/10.1002/eqe.541.
- [173] MOHAMMAD, D.R.A., N.U. KHAN a V. RAMAMURTI. On the Role of Rayleigh Damping. Journal of Sound and Vibration. 1995, 185(2), 207-218. DOI: 10.1006/jsvi.1995.0376.
   ISSN 0022460X.
- [174] HORÁK, Marcel a František NOVOTNÝ. Service Robots for Building Glass Facades Cleaning. Acta Mechanica Slovaca. Košice: Strojnícka fakulta, Technická univerzita v Košiciach, 2008, 12(2-A), s. 273-276. ISSN 1335-2393.
- [175] NOVOTNÝ, František a Marcel HORÁK. Service Robot for Glass Wall Cleaning. In: Proceedings of 4<sup>nd</sup> International Conference "Optimization of the Robots and Manipulators" OPTIROB 2009. Constanta-Mamaia: University "POLITECHNICA" of Bucharest, 28-31 May 2009, Bren Publishing House, Romania, s. 217-220. ISSN 2066-3854.
- [176] NOVOTNÝ, František, Marcel HORÁK, Michal STARÝ a Jan SLAVÍK. Robotizované čištění vertikálních skleněných stěn. In: *Proceedings ROBTEP 2010*. Bardejov, 7. - 9. 6. 2010, s. 225-228. ISBN: 978-80-553-0427-4.

- [177] NOVOTNÝ, František, Marcel HORÁK a Martin PLAVEC. Service Robot for Motion on the Vertical Oriented Walls. *Applied Mechanics and Materials: Robotics in Theory and Practice.* Zurich, Switzerland: Trans Tech Publications, 2013, 282, s. 39-44. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMM.1000.39. ISSN 1660-9336.
- [178] HORÁK, Marcel, František NOVOTNÝ a Michal STARÝ. Mobile Robot for Service Applications on the Vertical Walls. In: International Congress on Engineering and Technology ICET 2013. 1. Croatia, 2013, s. 55-60. ISBN 978-80-87670-08-8.
- [179] HORÁK, Marcel, František NOVOTNÝ a Michal STARÝ. ROBOTUL<sup>®</sup> servisní robot pro speciální aplikace na hladkých vertikálních stěnách. *Sklář a keramik*. 2013, 63(9-10), 214-221. ISSN 0037-637X.
- [180] ČERNOHORSKÝ, Josef a Marcel HORÁK. Robotul Vertical Climber 2 Design and Implementation of Control Algorithm. In: Proceedings of 15<sup>th</sup> International Carpathian Control Conference (ICCC). 1. New York: IEEE, 2014, s. 86-90. ISBN 978-1-4799-3528-4.
- [181] HORÁK, Marcel, František NOVOTNÝ, Michal STARÝ a Josef ČERNOHORSKÝ. New Generation of Mobile Platform of Service Robot for Motion along Vertical Walls. In: *Applied Mechanics and Materials*. 2014, 613, s. 126-131. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMM.613.126. ISSN 1662-7482. Dostupné také z: https://www.scientific.net/AMM.613.126.
- [182] HORÁK, Marcel, František NOVOTNÝ a Michal STARÝ. Service Robots for Motion and Special Applications on the Vertical Oriented Walls. NEVES, Antonio. Service Robots. 1. IntechOpen, 2018. ISBN 978-953-51-3723-8.
- [183] HALDIMANN, Matthias. Fracture Strength of Structural Glass Elements Analytical and Numerical Modelling, Testing and Design. Lausanne, 2006, 202 s. Disertační práce. EPFL Lausanne.
- [184] HORÁK, Marcel, František NOVOTNÝ, Michal STARÝ a Josef ČERNOHORSKÝ. Aspects of a Safety Operation of Service Robots on Glass Walls. In: *Applied Mechanics and Materials*. 2015, **772**, s. 461-465. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMM.772.461. ISSN 1662-7482. Dostupné také z: https://www.scientific.net/AMM.772.461.
- [185] VEER, Frederic A. The Strength of Glass, a Nontransparent Value. *HERON*. 2007, 52(1, 2), 87-104.

Dostupné také z: https://www.researchgate.net/publication/237619386

- [186] ČAPKA, Vlastimil. *Způsob úpravy povrchu plochého skla a zařízení k provádění tohoto způsobu.* Česká republika. 302636 Patent. Uděleno 29. 6. 2011. Zapsáno 10. 8. 2011.
- [187] HORÁK, Marcel, František NOVOTNÝ, Zbyšek PANCHARTEK a Michal STARÝ. New Trends of Flat Glass Surface Mechanical Treatment. In: *Proceedings: The 23<sup>rd</sup> International Conference on Glass*. 1. Teplice: Vydavatelství České sklářské společnosti, 2013, s. 45. ISBN 978-80-904044-3-4.
- [188] HORÁK, Marcel, František NOVOTNÝ, Zbyšek PANCHARTEK a Michal STARÝ. Mechanically Frosted Glass Matches Up to the Present Trends. In: Book of Abstracts of 12<sup>th</sup> ESG Conference. Parma: University of Parma, 2014. s. 150.

- [189] NOVOTNÝ, František, Marcel HORÁK, Michal STARÝ a Jaroslav PECHAR. Studie mechanického matování plochého skla. In: Sborník rozšířených abstraktů XIV. Mezinárodní konference sklářské stroje a seminář kovy ve sklářských technologiích. Liberec: Technická univerzita v Liberci, 2015. s. 12-15. ISBN 978-80-7494-226-6.
- [190] CHICHILIMOVA, Marina. *Nové dezénovací postupy při mechanickém matování plochého skla*. Liberec, 2015. Diplomová práce. Technická univerzita v Liberci. Vedoucí práce Marcel Horák.
- [191] NOVOTNÝ, František, Marcel HORÁK a Michal STARÝ. Abrasive Cylindrical Brush Behaviour in Surface Processing. International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2017, 118-119, s. 61-72. DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2017.03.006. ISSN 0890-6955. Dostupné také z:

https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0890695516306666. (JIF 2018: 6.039)

[192] STARÝ, Michal, František NOVOTNÝ, Marcel HORÁK a Marie STARÁ. Possibilities of Robot Application for Glass Mechanical Frosting by an Abrasive Composite Brush. In: *Procedia CIRP*. 2018, 77, s. 134-138. DOI: 10.1016/j.procir.2018.08.251. ISSN 2212-8271. Dostupné také z:

https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S2212827118311016.

- [193] STARÝ, Michal, František NOVOTNÝ, Marcel HORÁK, Marie STARÁ, Vlastimil HOTAŘ a Ondřej MATÚŠEK. Summary of the Properties and Benefits of Glass Mechanically Frosted with an Abrasive Brush. *Construction and Building Materials*. 2019, 206, s. 364-374. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2019.02.062. ISSN 0950-0618. Dostupné také z: https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0950061819303605. (JIF 2018: 4.046)
- [194] NEWMARK, Nathan M. A Method of Computation for Structural Dynamics. *Journal of the Engineering Mechanics Division*. 1959, **85**(EM3), 67-94.
- [195] WILSON, E. L., I. FARHOOMAND a K. J. BATHE. Nonlinear Dynamic Analysis of Complex Structures. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*. John Wiley & Sons., 1972, 1(3), 241-252. DOI: 10.1002/eqe.4290010305.

## 11 Seznam příloh habilitační práce

- 1. Servisní robot pro technologické nasazení na vertikálně orientovaných hladkých stěnách
- 2. Výstupy počítačové simulace pro adhezní typ kontaktu
- 3. Počítačová simulace procesu instalace měděné pásky na PVB fólii
- 4. Napěťová pole v plochém skle během procesu kalení
- 5. Chronologický přehled publikací a výsledků autora

Ing. Marcel Horák, Ph.D.

Habilitační práce Počítačové modelování kontaktních úloh v automatické výrobě a zpracovaní skla

Technická univerzita v Liberci Fakulta strojní Katedra sklářských strojů a robotiky Studentská 1402/2, 461 17 Liberec 1

Září 2020

196 stran, 179 obrázků, 6 tabulek, 41 stran příloh, vč. 55 obrázků a 3 tabulek Vydání první Náklad 5 výtisků