

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS

Faculdade de Engenharia Química

Área de concentração: Sistemas de Processos Químicos e Informática

**MODELAGEM E SIMULAÇÃO DE UM ESCOAMENTO
MULTICAMADAS NO PROCESSO DE FABRICAÇÃO DE
FILMES PLANOS DE POLI (ETILENO TEREFTALATO)**

Autor: Nilson Andreis Witkoski
Orientador: Prof. Dr. César Augusto Moraes de Abreu
Co-orientador: Prof. Dr. Chang Tien Kiang

Tese submetida à Comissão de Pós-Graduação da Faculdade de Engenharia Química como parte dos requisitos exigidos para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Química.

CAMPINAS - SP

MAIO - 1996



UNIDADE	BC
CHAMADA:	7/UNICAMP
	W78m
Ex.	
CMBO BC/	29471
ROC.	281197
C	<input type="checkbox"/>
D	<input checked="" type="checkbox"/>
PREÇO	3811,00
DATA	12/02/97
Nº CPD	

CM-00098973-6

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA - BAE - UNICAMP

W78m Witkoski, Nilson Andreis
 Modelagem e simulação de um escoamento multicamadas no processo de fabricação de filmes planos de poli (etileno tereftalato) / Nilson Andreis Witkoski.-- Campinas, SP: [s.n.], 1996.

Orientadores: César Augusto Moraes de Abreu, Chang Tien Kiang.
 Dissertação (mestrado) - Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Química.

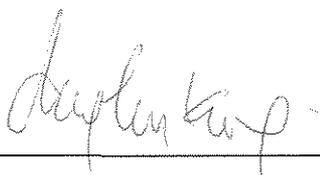
1. Processo de extrusão. 2. Poliésteres. 3. Filmes finos. 4. Fluxo viscoso. 5. Modelos matemáticos. 6. Viscoelasticidade. I. Abreu, César Augusto Moraes de. II Kiang, Chang Tien. III. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Química. IV. Título.

Esta versão corresponde à redação final da Tese de Mestrado em Engenharia Química defendida pelo sr. Nilson Andreis Witkoski e aprovada pela comissão julgadora em 07/05/96.



Prof. Dr. Chang Tien Kiang

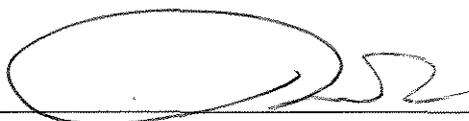
Tese defendida e aprovada, em 07 de maio de 1996, pela banca
examinadora constituída por:



Prof. Dr. Chang Tien Kiang



Prof. Dr. Sérgio Pésio Ravagnani



Dr. Ronald Krauss

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. César Augusto Moraes de Abreu pela orientação, estímulo e amizade dedicados.

Ao Prof. Dr. Chang Tien Kiang pela orientação, estímulo e amizade dedicados.

Ao Prof. Dr. João Alexandre F. Rocha Pereira pela colaboração e apoio prestados.

À Prof^ª. Dr^ª. Sandra Lúcia da Cruz pelo estímulo e apoio prestados.

Ao Eng^º. Paulo Rubens Gomes Torquato, gerente do Depto. de Pesquisa e Desenvolvimento da Rhodia-Ster Filmes Ltda., pelo estímulo e apoio prestados.

Ao Depto. de Engenharia de Sistemas Químicos e Informática , ao Depto. De Tecnologia de Polímeros e à Rhodia-Ster Filmes Ltda. pela oportunidade de realização desta tese.

A minha esposa pelo incentivo e carinho constantes.

Ao Senhor Jesus Cristo que me concedeu a sua divina graça para realizar este trabalho.

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO	1
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
2.1 A TECNOLOGIA DE COEXTRUSÃO	5
2.2 DISTORÇÃO DAS INTERFACES / ENCAPSULAMENTO DE CAMADAS	10
2.3 INSTABILIDADES INTERFACIAIS	13
2.4 MODELAGEM E SIMULAÇÃO DE ESCOAMENTOS DE COEXTRUSÃO	22
2.5 ESTUDO DO ESCOAMENTO EM FIEIRAS	26
2.6 O MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS APLICADO À SOLUÇÃO DE ESCOAMENTOS	34
2.6.1 CÁLCULO DE ESCOAMENTOS VISCOSOS	35
2.6.1.1 Resolução das equações do escoamento de um fluido newtoniano generalizado	43
2.6.1.2 Condições de contorno	44
2.6.2 TÉCNICAS DE EVOLUÇÃO DA RESPOSTA EM PROBLEMAS NÃO-LINEARES	45
2.6.3 CÁLCULO DE ESCOAMENTOS VISCOELÁSTICOS	47
2.6.3.1 Método dos Elementos Finitos de Galerkin na tradicional formulação velocidades-pressão	49
2.6.3.2 Formulação mista convencional	50

2.6.3.3	Formulações do Método dos Elementos Finitos com as tensões elásticas difundindo-se pelas Linhas de Corrente	51
2.6.3.4	Técnicas de resolução iterativa	54
2.6.3.5	Condições de contorno	54
2.6.4	ESCOAMENTOS NÃO-ISOTÉRMICOS DE FLUIDOS NEWTONIANOS GENERALIZADOS	55
2.6.4.1	Condições de contorno para as equações da conservação da energia	57
2.6.5	FRONTEIRAS MÓVEIS: SUPERFÍCIES LIVRES E INTERFACES	58
2.6.5.1	Superfícies livres	59
2.6.5.2	Interfaces móveis	59
2.6.5.3	Cálculo de uma superfície livre ou de uma interface	60
2.6.5.3.1	Rearranjo da malha (“remeshing”)	63
3.	APRESENTAÇÃO DO PROBLEMA	66
3.1	ESCOAMENTO NA CAIXA DE COEXTRUSÃO	66
3.1.1	ANÁLISE BIDIMENSIONAL	67
3.1.2	VAZÕES DOS POLÍMEROS NA CAIXA DE COEXTRUSÃO	70
3.2	ESCOAMENTO NA FIEIRA	73
3.2.1	VALORES CARACTERÍSTICOS DO ESCOAMENTO NA FIEIRA	76
4	MATERIAIS E MÉTODOS	77
4.1	MATERIAIS	77
4.2	MÉTODOS	77

4.2.1	MEDIÇÃO DAS VISCOSIDADES DOS POLÍMEROS FUNDIDOS	77
4.2.1.1	Ajuste de modelos constitutivos newtonianos generalizados	80
4.2.2	O EFEITO DA TEMPERATURA NAS VISCOSIDADES DOS POLÍMEROS	83
4.2.2.1	Avaliação do efeito da temperatura nas viscosidades dos polímeros	84
4.2.3	OUTRAS PROPRIEDADES FÍSICAS DOS POLÍMEROS	85
4.2.4	MODELOS NEWTONIANOS vs. MODELOS VISCOELÁSTICOS	86
4.2.5	POLYFLOW	87
4.2.5.1	Como funciona o POLYFLOW	89
4.2.6	COLETA DE DADOS NA LINHA INDUSTRIAL: ENSAIO DE COEXTRUSÃO COM A CAMADA ‘A’ PRETA	91
4.2.6.1	Procedimento de medição das espessuras das camadas no filme final	91
5.	RESULTADOS E DISCUSSÃO	93
5.1	SIMULAÇÕES DOS DESENVOLVIMENTOS DAS INTERFACES NA CAIXA DE COEXTRUSÃO	93
5.1.1	POLÍMERO B NO CANAL PRINCIPAL DO “FEEDBLOCK” E ENTRADA ASSIMÉTRICA DO POLÍMERO C	94
5.1.1.1	Entrada perpendicular da camada C e sem alargamento do canal principal	97

5.1.1.2 Entradas a 60°, 45°, 30° e 15° e sem alargamento da seção transversal do canal principal	101
5.1.1.3 Entradas da camada C em ângulos iguais a 30°, 60° e 90° e com alargamento da seção transversal do canal principal do “feedblock”	104
5.1.1.4 Resumo geral dos resultados do capítulo 5.1.1	109
5.1.2 POLÍMERO B NO CANAL PRINCIPAL DO “FEEDBLOCK” E ENTRADAS SIMÉTRICAS DO POLÍMERO A	110
5.1.2.1 Entrada da camada A a 90° e sem alargamento do canal principal do “feedblock”	112
5.1.2.2 Entrada do polímero A a 30° e sem alargamento do canal principal	114
5.1.2.3 Entradas do polímero A a 30° com diferentes vazões e sem o alargamento do canal principal	115
5.1.2.4 Entradas da camada A a 30° e a 90° e com alargamento do canal	117
5.1.2.5 Resumo geral dos resultados do capítulo 5.1.2	121
5.1.3 POLÍMERO A NO CANAL PRINCIPAL DO “FEEDBLOCK” E ENTRADA DO POLÍMERO C	121
5.1.3.1 Entradas da camada C a 90° e 30° e sem alargamento do canal principal do “feedblock”	122
5.1.3.2 Entradas da camada C a 90° e 30° e com alargamento do canal principal do “feedblock”	125
5.1.3.3 Resumo geral dos resultados do capítulo 5.1.3	127
5.2 SIMULAÇÕES DA COEXTRUSÃO DE 4 CAMADAS	128
5.3 SIMULAÇÕES DO ESCOAMENTO NA FIEIRA	139

6. VALIDAÇÃO DO MODELO	283
6.1 MEDIÇÃO DAS PRESSÕES NAS LINHAS DE EXTRUSÃO	284
6.2 PRESENÇA DE DEFEITOS DE INSTABILIDADES INTERFACIAIS	285
6.3 ENSAIO DE COEXTRUSÃO COM A CAMADA “A” PRETA	288
6.4 MEDIÇÃO DA VELOCIDADE DE EXTRUSÃO NOS LÁBIOS DA FIEIRA	291
7. CONCLUSÕES E SUGESTÕES DE MELHORIAS	293
8. SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS	296
A1. APÊNDICE 1: INTRODUÇÃO AO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS	298
A1.1 REPRESENTAÇÃO EM ELEMENTOS FINITOS	298
A1.2 O MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS	302
A1.3 O MÉTODO DOS RESÍDUOS PONDERADOS	304
A1.4 PROBLEMAS EM DUAS E TRÊS DIMENSÕES	306
A1.4.1 ELEMENTOS BIDIMENSIONAIS TRIANGULARES	307
A1.4.1.1 Elementos triangulares de 1ª ordem	307
A1.4.1.2 Elementos triangulares quadráticos de Lagrange	308
A1.4.2 ELEMENTOS BIDIMENSIONAIS QUADRANGULARES	309
A1.4.2.1 Elemento quadrangular bilinear	309
A1.4.2.2 Elementos quadrangulares biquadráticos	310
A1.4.3 ELEMENTOS FINITOS TRIDIMENSIONAIS	312
A1.4.3.1 Tetraedros de 1ª e 2ª ordem	312
A1.4.3.2 Hexaedros quadráticos	313

A1.4.3.3 Prismas quadráticos	314
A1.4.4 ELEMENTOS ISOPARAMÉTRICOS	315
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	317
ABSTRACT	325

LISTA DE FIGURAS

	página
Fig. 2.1.1 Sistema de coextrusão tipo “feedblock”.	8
Fig. 2.1.2 Sistema de coextrusão tipo feira multicanais.	8
Fig. 2.2.1 Encapsulamento de camadas devido à estratificação das viscosidades.	11
Fig. 2.3.1 Defeitos no filme causados pelas instabilidades interfaciais.	14
Fig. 2.3.2 Mecanismo de ação das tensões normais sobre a estabilidade do escoamento.	18
Fig. 2.5.1 Ilustração esquemática das feiras do tipo T e do tipo cabide.	27
Fig. 2.6.1.1 Um elemento finito que não-funciona.	38
Fig. 2.6.1.2 Elemento retangular que satisfaz a condição de incompressibilidade.	39
Fig. 2.6.1.3. Elementos finitos bidimensionais mais utilizados na simulação de escoamentos viscosos.	40
Fig. 2.6.3.1 Elemento retangular Lagrangiano com interpolações biquadrática das velocidades e bilinear da pressão e subdivisão em 4x4 sub-elementos para a interpolação bilinear das tensões.	53
Fig. 2.6.5.3.1 Superfície livre: diretor (D_i), “spine” e vetor normal à malha (n_i).	63
Fig. 2.6.5.3.2 Método de “Spines” para rearranjo de malhas bidimensionais.	65
Fig. 3.1.1.1 Aproximação bidimensional da caixa de coextrusão.	67

Fig. 3.1.2.1 Seção do canal principal do “feedblock” e a aproximação retangular.	71
Fig. 3.2.1 Geometria da feira estudada: vista superior.	74
Fig. 3.2.2 Geometria da feira estudada: vista lateral.	75
Fig. 4.2.1.1.1 Curvas características das viscosidades dos polímeros A, B e C: pontos experimentais e curvas de Bird-Carreau ajustadas.	82
Fig. 4.2.5.1 Esquema da estrutura modular do POLYFLOW.	90
Fig. 5.1.1.1 Geometria da coextrusão BC com entrada perpendicular da camada C e sem alargamento do canal principal do “feedblock”.	95
Fig. 5.1.1.2.I Coextrusão BC sem alargamento do canal: valor máximo da taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ em função do ângulo de entrada da camada C.	102
Fig. 5.1.1.2.II Coextrusão BC sem alargamento do canal: valores mínimos e máximos da taxa de deformação alongacional d_{11} em função do ângulo de entrada da camada C.	103
Fig. 5.1.1.3.I Coextrusão BC com alargamento do canal: valores mínimos e máximos da taxa de deformação alongacional d_{11} em função do alargamento do canal principal no ponto de entrada da camada C.	107
Fig. 5.1.1.3.II Coextrusão BC com alargamento do canal: valores máximos da taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ em função do alargamento do canal principal no ponto de entrada da camada C.	108
Fig. 5.1.2.I Geometria do problema de entradas perpendiculares e simétricas da camada A e sem alargamento do canal principal do “feedblock”.	111

Fig. 5.1.2.3.I Coextrusão BA a 30° sem alargamento do canal: valores mínimos e máximos da taxa de deformação elongacional d_{11} em função da velocidade de entrada da camada A.	116
Fig. 5.1.2.3.II Coextrusão BA a 30° sem alargamento do canal: valores máximos da taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ em função da velocidade de entrada da camada A.	117
Fig. 5.1.2.4.I Coextrusão BA com alargamento do canal: valores mínimos e máximos da taxa de deformação elongacional d_{11} em função da velocidade de entrada da camada A.	120
Fig. 5.1.2.4.II Coextrusão BA com alargamento do canal: valores máximos da taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ em função da velocidade de entrada da camada A.	120
Fig. 5.1.3.1.I Coextrusões BC, BA e AC sem alargamento do canal: comparação dos valores mínimos e máximos da taxa de deformação elongacional d_{11} em função da razão de viscosidades das camadas.	123
Fig. 5.1.3.1.II Coextrusões BC, BA e AC sem alargamento do canal: comparação dos valores máximos da taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ em função da razão de viscosidades das camadas.	124
Fig. 5.1.3.2.I Coextrusões BC, BA e AC com alargamento do canal: comparação dos valores mínimos e máximos da taxa de deformação elongacional d_{11} em função da razão de viscosidades das camadas.	126
Fig. 5.1.3.2.II Coextrusões BC, BA e AC com alargamento do canal: comparação dos valores máximos da taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ em função da razão de viscosidades das camadas.	126

Fig. 5.2.I Geometria do problema da coextrusão ABAC com entradas paralelas.	128
Fig. 5.3.I Parâmetros principais da fieira e nomenclatura das partes.	139
Fig. 5.3.II Vistas em perspectiva da fieira em estudo e da malha de elementos finitos implementada.	140
Fig. 5.3.III Vistas em perspectiva do corpo principal do cabide, da região de entrada, da borda e vista lateral do cabide da fieira em estudo e da malha de elementos finitos implementada.	141
Fig. 5.3.IV Corte no plano xz em $y = 0,75$ mm da fieira em estudo.	142
Fig. 5.1.1.1.1 Malha de elementos finitos (solução calculada) p/ entrada a 90° sem alargamento do canal.	159
Fig. 5.1.1.1.2 Detalhe da malha no ponto de entrada da camada C.	159
Fig. 5.1.1.1.3 Velocidades v_x na entrada e na saída do “feedblock”.	159
Fig. 5.1.1.1.4 Linhas de corrente p/ entrada da camada C a 90° sem alargamento do canal.	160
Fig. 5.1.1.1.5 Linhas de corrente em torno do ponto de entrada da camada C.	160
Fig. 5.1.1.1.6 Curvas de isovelocidades v_y .	161
Fig. 5.1.1.1.7 Curvas de isovelocidades v_x .	161
Fig. 5.1.1.1.8 Isovelocidades v_x em torno do ponto de entrada da camada C.	162
Fig. 5.1.1.1.9 Linha de corrente da camada B na interface BC.	162
Fig. 5.1.1.1.10 Vel. v_x ao longo da linha de corrente na interface BC.	162
Fig. 5.1.1.1.11 Velocidade v_y na linha de corrente na interface BC.	163
Fig. 5.1.1.1.12 Componente alongacional d_{11} do tensor taxa de deformação $\underline{\dot{\gamma}}$ na linha de corrente na interface BC.	163

Fig. 5.1.1.1.13	Componente elongacional d_{22} do tensor $\underline{\dot{\gamma}}$ na linha de corrente na interface BC.	163
Fig. 5.1.1.1.14	Componente de cisalhamento d_{12} do tensor $\underline{\dot{\gamma}}$ na linha de corrente na interface BC.	163
Fig. 5.1.1.1.15	Taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ na linha de corrente na interface BC.	164
Fig. 5.1.1.2.1	Detalhe da malha em torno da entrada C a 60° .	165
Fig. 5.1.1.2.2	Detalhe da malha em torno da entrada C a 45° .	165
Fig. 5.1.1.2.3	Detalhe da malha em torno da entrada C a 30° .	165
Fig. 5.1.1.2.4	Detalhe da malha em torno da entrada C a 15° .	165
Fig. 5.1.1.2.5	Linhas de corrente em torno da entrada C a 60° .	166
Fig. 5.1.1.2.6	Linhas de corrente em torno da entrada C a 30° .	166
Fig. 5.1.1.2.7	Detalhe das isovelocidades v_x no ponto de entrada C a 60° .	167
Fig. 5.1.1.2.8	Isovelocidades v_x em torno da entrada C a 30° .	167
Fig. 5.1.1.2.9	Linha de corrente na interface BC p/ entrada C a 60° .	168
Fig. 5.1.1.2.10	Linha de corrente na interface BC p/ entrada C a 45° .	168
Fig. 5.1.1.2.11	Linha de corrente na interface BC p/ entrada C a 30° .	168
Fig. 5.1.1.2.12	Linha de corrente na interface BC p/ entrada C a 15° .	168
Fig. 5.1.1.2.13	Cisalhamento $\dot{\gamma}$ na linha de corrente na interface BC p/ entrada C a 60° .	169
Fig. 5.1.1.2.14	Cisalhamento $\dot{\gamma}$ na linha de corrente na interface BC p/ entrada C a 45° .	169
Fig. 5.1.1.2.15	Cisalhamento $\dot{\gamma}$ na linha de corrente na interface BC p/ entrada C a 30° .	169

Fig. 5.1.1.2.16 Cisalhamento $\dot{\gamma}$ na linha de corrente na interface BC p/ entrada C a 15°.	169
Fig. 5.1.1.2.17 Componente elongacional d_{11} na linha de corrente na interface BC, entrada C a 60°.	170
Fig. 5.1.1.2.18 Componente elongacional d_{11} na linha de corrente na interface BC, entrada C a 45°.	170
Fig. 5.1.1.2.19 Componente elongacional d_{11} na linha de corrente na interface BC, entrada C a 30°.	170
Fig. 5.1.1.2.20 Componente elongacional d_{11} na linha de corrente na interface BC, entrada C a 15°.	170
Fig. 5.1.1.3.1 Malha elem. fin. p/ entrada C a 30° e alarg. = 2,3 mm.	171
Fig. 5.1.1.3.2 Detalhe da malha em torno do ponto de entrada da camada C.	171
Fig. 5.1.1.3.3 Cisalhamento $\dot{\gamma}$ na linha de corrente na interface BC p/ entrada C a 30° e alargamento = 2,3 mm.	171
Fig. 5.1.1.3.4 Componente elongacional d_{11} na linha de corrente na interface p/ entrada C a 30° e alarg. = 2,3 mm.	171
Fig. 5.1.1.3.5 Isovelocidades v_x p/ entrada C a 30° e alarg. = 2,3 mm.	172
Fig. 5.1.1.3.6 Isovelocidades v_y p/ entrada C a 30° e alarg. = 2,3 mm.	172
Fig. 5.1.1.3.7 Malha p/ entrada da cam. C a 60° e alarg. = 1,0 mm.	173
Fig. 5.1.1.3.8 Detalhe da malha em torno do ponto de entrada da cam. C.	173
Fig. 5.1.1.3.9 Taxa $\dot{\gamma}$ na linha de corrente na interface BC p/ entrada C a 60° e alargamento = 1,0 mm.	173
Fig. 5.1.1.3.10 Componente elongacional d_{11} na linha de corrente na interface BC p/ entrada C a 60° e alarg. = 1,0 mm.	173
Fig. 5.1.1.3.11 Malha p/ entrada da camada C a 60° e alarg. = 4,0 mm.	174
Fig. 5.1.1.3.12 Detalhe da malha em torno do ponto de entrada da cam. C.	174

Fig. 5.1.1.3.13 Taxa de deformação $\dot{\gamma}$ na linha de corrente na interface BC p/ entrada C a 60° e alargamento = 4,0 mm.	174
Fig. 5.1.1.3.14 Componente elongacional d_{11} na linha de corrente na interface BC p/ entrada C a 60° e alarg. = 4,0 mm.	174
Fig. 5.1.1.3.15 Malha p/ entrada da cam. C a 90° e alarg. = 2,0 mm.	175
Fig. 5.1.1.3.16 Detalhe da malha em torno do ponto de entrada da cam. C.	175
Fig. 5.1.1.3.17 Taxa de deformação $\dot{\gamma}$ na linha de corrente na int. BC p/ entrada C a 90° e alargamento = 2,0 mm.	175
Fig. 5.1.1.3.18 Componente elongacional. d_{11} na linha de corrente na interface BC p/ entrada C a 90° e alargamento = 2,0 mm.	175
Fig. 5.1.1.3.19 Linhas de corrente em torno da entrada da camada C, entrada perpendicular com alargamento = 2,0mm.	176
Fig. 5.1.1.3.20 Isovelocidades v_x em torno da entrada da camada C, entrada perpendicular e com alargamento = 2,0 mm.	176
Fig. 5.1.1.3.21 Detalhe da malha p/ entrada C a 90° e alarg. = 4,0 mm.	177
Fig. 5.1.1.3.22 Taxa de deformação $\dot{\gamma}$ na linha de corrente na interface BC p/ entrada C a 90° e alargamento = 4,0 mm.	177
Fig. 5.1.1.3.23 Comp. elongacional d_{11} na linha de corrente na interface BC p/ entrada C a 90° e alarg. = 4,0 mm.	177
Fig. 5.1.1.3.24 Linhas de corrente em torno da entrada da camada C, entrada perpendicular com alargamento = 4,0mm.	178
Fig. 5.1.1.3.25 Isovelocidades v_x em torno da entrada da camada C, entrada perpendicular e com alargamento = 4,0 mm.	178
Fig. 5.1.1.3.26 Detalhe da malha p/ ent. cam. C a 90° e alarg. = 7,0 mm.	179
Fig. 5.1.1.3.27 Linha de corrente na interface BC p/ entrada C a 90° e alargamento = 7,0 mm.	179

Fig. 5.1.1.3.28 Taxa de deformação $\dot{\gamma}$ na linha de corrente na interface BC p/ entrada C a 90° e alargamento = 7,0 mm.	179
Fig. 5.1.1.3.29 Comp. elongacional d_{11} na linha de corrente na int. BC p/ entrada C a 90° e alarg. = 7,0 mm.	179
Fig. 5.1.1.3.30 Linhas de corrente em torno da entrada da camada C, entrada perpendicular com alargamento = 7,0mm.	180
Fig. 5.1.1.3.31 Isovelocidades v_x em torno da entrada da camada C, entrada perpendicular e com alargamento = 7,0 mm.	180
Fig. 5.1.1.3.32 Isovelocidades v_y em torno da entrada da camada C, entrada perpendicular e com alargamento = 7,0 mm.	181
Fig. 5.1.1.3.33 Perfil de velocidades v_x na entrada e saída do “feedblock” p/ entrada da camada C a 90° e alargamento = 2,0 mm.	181
Fig. 5.1.1.3.34 Perfil de v_x na entrada e saída do “feedblock” p/ entrada da camada C a 90° e alargamento = 4,0 mm.	181
Fig. 5.1.1.3.35 Perfil de velocidades v_x na entrada e na saída do “feedblock” p/ entrada da cam. C a 90° e alargamento = 7,0 mm.	182
Fig. 5.1.2.1.1 Malha final (calculada) p/ entrada A a 90° sem alarg.	183
Fig. 5.1.2.1.2 Detalhe da malha em torno do ponto de entrada da cam. A.	183
Fig. 5.1.2.1.3 Linha de corrente na interface BA p/ entrada A a 90°.	183
Fig. 5.1.2.1.4 Perfil de vel. v_x entrada e na saída p/ entrada A a 90°	183
Fig. 5.1.2.1.5 Vel. v_x na linha de corrente na int. BA p/ ent. a 90°.	184
Fig. 5.1.2.1.6 Vel. v_y na linha de corrente na interface BA p/ ent. a 90°.	184
Fig. 5.1.2.1.7 Taxa de cisalhamento na interf. BA p/ ent. a 90° e sem alarg.	184
Fig. 5.1.2.1.8 Taxa de deformação d_{12} na linha de corrente na int. BA.	184
Fig. 5.1.2.1.9 Taxa de deformação d_{22} na interface BA p/ ent. a 90°.	185
Fig. 5.1.2.1.10 Taxa de deform. d_{11} na inteface BA p/ ent. a 90°.	185

Fig. 5.1.2.1.11 Linhas de corrente p/ ent. A a 90° sem alargamento.	185
Fig. 5.1.2.1.12 Isovelocidade v_x p/ ent. A a 90° sem alargamento.	186
Fig. 5.1.2.1.13 Isovelocidade v_y p/ ent. A a 90° sem alargamento.	186
Fig. 5.1.2.2.1 Malha final (calculada) para entrada a 30° sem alarg.	187
Fig. 5.1.2.2.2 Linha de corrente na interface BA p/ entrada a 30°.	187
Fig. 5.1.2.2.3 Taxa de cisalhamento na interface BA p/ ent. a 30°.	187
Fig. 5.1.2.2.4 Taxa d_{11} na linha de corrente na int. BA p/ ent. a 30°.	187
Fig. 5.1.2.2.5 Linhas de corrente p/ ent. A a 30° sem alargamento.	188
Fig. 5.1.2.2.6 Isovelocidade v_x em torno do ponto de entrada da camada A, entrada a 30° sem alargamento.	188
Fig. 5.1.2.3.1 Malha final (calculada) para entrada 2A a 30° sem alarg.	189
Fig. 5.1.2.3.2 Linha de corrente na interface B(2A) p/ entrada a 30°.	189
Fig. 5.1.2.3.3 Taxa de cisalhamento na interface B(2A) p/ entrada a 30°.	189
Fig. 5.1.2.3.4 Taxa d_{11} na linha de corrente na int. B(2A) p/ ent. a 30°.	189
Fig. 5.1.2.3.5 Linhas de corrente p/ a coextrusão B(2A), entrada 2A a 30° sem alargamento.	190
Fig. 5.1.2.3.6 Isovelocidade v_x em torno do ponto de entrada da camada 2A a 30° sem alargamento.	190
Fig. 5.1.2.3.7 Malha final da coextrusão B(A/2) p/ entrada A/2 a 30°.	191
Fig. 5.1.2.3.8 Linha de corrente na interface B(A/2) p/ entrada a 30°.	191
Fig. 5.1.2.3.9 Taxa de cisalhamento na interface B(A/2) p/ ent. a 30°.	191
Fig. 5.1.2.3.10 Taxa d_{11} na linha de corrente na interface B(A/2) p/ entrada a 30° sem alargamento.	191
Fig. 5.1.2.3.11 Linhas de corrente p/ a coextrusão B(A/2), entrada a 30° sem alargamento.	192

Fig. 5.1.2.3.12 Isovelocidade v_x em torno do ponto de entrada da camada A/2, entrada a 30° sem alargamento.	192
Fig. 5.1.2.3.13 Perfil de vel. v_x na entrada e saída p/ a coextrusão B(2A).	193
Fig. 5.1.2.3.14 Perfil de vel. v_x na entrada e saída p/ a coextrusão B(A/2).	193
Fig. 5.1.2.4.1 Malha final p/ ent. A a 30° c/ alargamento.	194
Fig. 5.1.2.4.2 Linha de corrente na int. BA, ent a 30° c/ alargamento.	194
Fig. 5.1.2.4.3 Taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ na int. BA p/ ent. a 30° c/ alarg.	194
Fig. 5.1.2.4.4. Taxa d_{11} na linha de corrente na int. BA.p/ ent. 30° c/ alarg.	194
Fig. 5.1.2.4.5 Malha final p/ ent. 2A a 30° c/ alargamento.	195
Fig. 5.1.2.4.6 Linha de corrente na int. B(2A), ent a 30° c/ alargamento.	195
Fig. 5.1.2.4.7 Taxa $\dot{\gamma}$ na linha de corr. na int. B(2A) p/ ent. a 30° c/ alarg.	195
Fig. 5.1.2.4.8 Taxa d_{11} na linha de corr. na int. B(2A) p/ ent. 30° c/ alarg.	195
Fig. 5.1.2.4.9 Malha final p/ ent. (A/2) a 30° c/ alargamento.	196
Fig. 5.1.2.4.10 Linha de corrente na interface B(A/2), ent. a 30° c/ alarg.	196
Fig. 5.1.2.4.11 Taxa de cis. $\dot{\gamma}$ na linha de corrente na interface B(A/2) p/ entrada a 30°c/ alargamento.	196
Fig. 5.1.2.4.12 Taxa d_{11} na linha de corrente na int. B(A/2) p/ ent. 30°.	196
Fig. 5.1.2.4.13 Malha final p/ ent. A a 90° c/ alargamento.	197
Fig. 5.1.2.4.14 Linha de corrente na int. BA, ent a 90° c/ alargamento.	197
Fig. 5.1.2.4.15 Taxa de cis. $\dot{\gamma}$ na int. BA p/ ent. a 90°c/ alarg.	197
Fig. 5.1.2.4.16 Taxa d_{11} na linha de corrente na int. BA p/ ent. 90° c/ alarg.	197
Fig. 5.1.2.4.17 Malha final p/ entrada (1.5A) a 90° c/ alargamento.	198
Fig. 5.1.2.4.18 Linha de corrente na int. B(1.5A), ent a 90° c/ alargamento.	198
Fig. 5.1.2.4.19 Taxa de cis. $\dot{\gamma}$ na int. B(1.5A) p/ ent. a 90° c/ alargamento.	198
Fig. 5.1.2.4.20 Taxa d_{11} na interface B(1.5A) p/ ent. a 90° c/ alargamento.	198
Fig. 5.1.2.4.21 Malha final p/ ent. (A/2) a 90° c/ alargamento.	199

Fig. 5.1.2.4.22	Linha de corrente na int. $B(A/2)$, ent a 90° c/ alargamento.	199
Fig. 5.1.2.4.23	Taxa de cis. $\dot{\gamma}$ na int. $B(A/2)$ p/ ent. a 90° c/ alargamento.	199
Fig. 5.1.2.4.24	Taxa d_{11} na int. $B(A/2)$ p/ ent. 90° c/ alargamento.	199
Fig. 5.1.2.4.25	Isovelocidades v_x p/ ent. A a 30° com alargamento.	200
Fig. 5.1.2.4.26	Isovelocidades v_x p/ ent. A a 90° com alargamento.	200
Fig. 5.1.2.4.27	Isovelocidades v_x p/ ent. $2A$ a 90° com alargamento.	201
Fig. 5.1.2.4.28	Isovelocidades v_x p/ ent. $(A/2)$ a 90° com alargamento.	201
Fig. 5.1.2.4.29	Perfil de v_x na entrada e saída do “feedblock” p/ entrada da camada A a 30° .	202
Fig. 5.1.2.4.30	Perfil de v_x na entrada e saída p/ ent. $(2A)$ a 30° .	202
Fig. 5.1.2.4.31	Perfil de v_x na entrada e saída p/ ent. $(A/2)$ a 30° .	202
Fig. 5.1.3.1.1	Malha final p/ entrada C a 90° sem alargamento.	203
Fig. 5.1.3.1.2	Detalhe da malha p/ entrada C a 90° sem alargamento	203
Fig. 5.1.3.1.3	Linha de corrente na interface AC p/ ent. a 90° sem alarg.	203
Fig. 5.1.3.1.4	Velocidade v_x na linha de corrente na interface AC p/ entrada a 90° sem alargamento	204
Fig. 5.1.3.1.5	Vel. v_y na interface AC p/ ent. a 90° sem alargamento	204
Fig. 5.1.3.1.6	Taxa de cisalhamento na interface AC p/ ent. a 90° .	204
Fig. 5.1.3.1.7	Taxa de deformação d_{12} na int. AC p/ ent. a 90° .	204
Fig. 5.1.3.1.8	Taxa de deformação d_{22} na interface AC p/ ent. a 90° .	205
Fig. 5.1.3.1.9	Taxa de deform. d_{11} na ínteface AC p/ ent. a 90° .	205
Fig. 5.1.3.1.10	Isovelocidade v_x p/ ent. C a 90° sem alargamento.	205
Fig. 5.1.3.1.11	Isovelocidade v_y p/ ent. C a 90° sem alargamento.	206
Fig. 5.1.3.1.12	Perfil de velocidades v_x na entrada e saída do “feedblock” p/ entrada C a 90° sem alargamento.	206
Fig. 5.1.3.1.13	Malha final (calculada) para entrada a 30° s/ alargamento.	207

Fig. 5.1.3.1.14	Linha de corrente na interface AC p/ ent. a 30° sem alarg.	207
Fig. 5.1.3.1.15	Taxa de cisalhamento na interface AC p/ ent. a 30°.	207
Fig. 5.1.3.1.16	Taxa d_{11} na linha de corrente na int. AC p/ ent. a 30°.	207
Fig. 5.1.3.2.1	Malha final (calculada) para ent. a 30° e alarg. = 2,3 mm.	208
Fig. 5.1.3.2.2	Linha de corrente na int. AC p/ ent. a 30° e alarg. = 2,3 mm.	208
Fig. 5.1.3.2.3	Taxa $\dot{\gamma}$ na interface AC p/ ent. a 30° e alarg. = 2,3 mm.	208
Fig. 5.1.3.2.4	Taxa d_{11} na interface AC p/ ent. a 30° e alarg = 2,3 mm.	208
Fig. 5.1.3.2.5	Malha final (calculada) para entrada a 90° alarg. = 2 mm.	209
Fig. 5.1.3.2.6	Linha de corrente na int. AC p/ entrada a 90° alarg. = 2 mm.	209
Fig. 5.1.3.2.7	Taxa $\dot{\gamma}$ na interface AC p/ ent. a 90° e alarg = 2 mm.	209
Fig. 5.1.3.2.8	Taxa d_{11} na interface AC e p/ ent. a 90° e alarg = 2 mm.	209
Fig. 5.1.3.2.9	Malha final (calculada) para ent. a 90° e alarg. = 4 mm.	210
Fig. 5.1.2.3.10	Linha de corrente na int. AC p/ ent. a 90° e alarg. = 4 mm.	210
Fig. 5.1.2.3.11	Taxa $\dot{\gamma}$ na interface AC p/ ent. a 90° e alarg = 4 mm.	210
Fig. 5.1.2.3.12	Taxa d_{11} na int. AC p/ ent. a 90° e alarg = 4 mm.	210
Fig. 5.1.2.3.13	Isovelocidade v_x p/ ent. C a 30° e alarg. = 2,3 mm.	211
Fig. 5.1.2.3.14	Isovelocidade v_x p/ ent. C a 90° e alarg. = 2 mm.	211
Fig. 5.1.3.2.15	Isovelocidade v_x p/ ent. C a 90° e alarg. = 4 mm.	212
Fig. 5.2.1	Malha de elementos finitos: solução calculada.	213
Fig. 5.2.2	Perfil de velocidade v_x na saída da caixa de coextrusão.	213
Fig. 5.2.3	Linhas de corrente na região de entrada das camadas.	213
Fig. 5.2.3	Linhas de corrente na região de entrada das camadas.	213
Fig. 5.2.4	Isovelocidades v_x na região de entrada das camadas.	214
Fig. 5.2.5	Isovelocidades v_y na região de entrada das camadas.	214
Fig. 5.2.6	Isobáricas na região de entrada da camada A_1 .	215
Fig. 5.2.7	Isobáricas na região de entrada da camada A_2 .	215

Fig. 5.2.8	Isobáricas na região de entrada da camada B.	216
Fig. 5.2.9	Isobáricas na camada B (em toda a caixa de coextrusão).	216
Fig. 5.2.10	Isobáricas na região de entrada da camada C.	217
Fig. 5.2.11	Malha de elementos finitos: solução calculada.	218
Fig. 5.2.12	Perfil de velocidade v_x na saída da caixa de coextrusão.	218
Fig. 5.2.13	Perfil de temperatura na saída da caixa de coextrusão.	218
Fig. 5.2.14	Isovelocidades v_x na região de entrada das camadas.	219
Fig. 5.2.15	Isovelocidades v_y na região de entrada das camadas.	219
Fig. 5.2.16	Isotermas na região de entrada das camadas.	220
Fig. 5.2.17	Isotermas na região de saída da caixa de coextrusão.	220
Fig. 5.2.18	Perfil de velocidade v_x na saída da caixa de coextrusão.	221
Fig. 5.2.19	Perfil de temperatura na saída da caixa de coextrusão.	221
Fig. 5.2.20	Isotermas na região de entrada das camadas.	222
Fig. 5.2.21	Isotermas na região de saída da caixa de coextrusão.	222
Fig. 5.2.22	Perfil de velocidade v_x na saída da caixa de coextrusão.	223
Fig. 5.2.23	Perfil de temperatura na saída da caixa de coextrusão.	223
Fig. 5.2.24	Isotermas na região de entrada das camadas.	224
Fig. 5.2.25	Isotermas na região de saída da caixa de coextrusão.	224
Fig. 5.2.26	Perfil de velocidade v_x na saída da caixa de coextrusão.	225
Fig. 5.2.27	Perfil de temperatura na saída da caixa de coextrusão.	225
Fig. 5.2.28	Isotermas na região de entrada das camadas.	226
Fig. 5.2.29	Isotermas na região de saída da caixa de coextrusão.	226
Fig. 5.2.30	Malha de elementos finitos: solução final calculada.	227
Fig. 5.2.31	Perfil de velocidade v_x na saída da caixa de coextrusão.	227
Fig. 5.2.32	Perfil de temperatura na saída da caixa de coextrusão.	227
Fig. 5.2.33	Linhas de corrente na região de entrada das camadas.	228
Fig. 5.2.34	Isotermas na região de entrada das camadas.	228

Fig. 5.2.35	Isotermas na região de saída da caixa de coextrusão.	229
Fig. 5.2.36	Perfil de velocidade v_x na saída da caixa de coextrusão.	230
Fig. 5.2.37	Perfil de velocidade v_x na saída da caixa de coextrusão.	230
Fig. 5.2.38	Perfil de velocidade v_x na saída da caixa de coextrusão.	231
Fig. 5.2.39	Malha de elementos finitos: solução final calculada.	231
Fig. 5.2.40	Perfil de velocidade v_x na saída da caixa de coextrusão.	231
Fig. 5.2.41	Perfil de temperatura na saída da caixa de coextrusão.	232
Fig. 5.2.42	Isotermas na região de entrada das camadas.	232
Fig. 5.2.43	Isotermas na região de saída da caixa de coextrusão.	233
Fig. 5.3.1	Isovelocidades v_x no plano xz em $y=0,75$ mm.	237
Fig. 5.3.2	Isovelocidades v_y no plano xz em $y=0,75$ mm.	238
Fig. 5.3.3	Isovelocidades v_z no plano xz em $y=0,75$ mm.	238
Fig. 5.3.4	Isobáricas no plano xz em $y=0,75$ mm.	239
Fig. 5.3.5	Isovelocidades v_x no plano xz em $y=0,75$ mm. Detalhe do escoamento nas bordas da fieira.	239
Fig. 5.3.6	Isovelocidades v_y no plano xz em $y=0,75$ mm. Detalhe do escoamento nas bordas da fieira.	240
Fig. 5.3.7	Isovelocidades v_z no plano xz em $y=0,75$ mm. Detalhe do escoamento nas bordas da fieira.	240
Fig. 5.3.8	Isobáricas no plano xz em $y=0,75$ mm. Detalhe do escoamento nas bordas da fieira.	241
Fig. 5.3.9	Isovelocidades v_x no plano yz em $x = 330$ mm. Detalhe do escoamento nas bordas da fieira.	241
Fig. 5.3.10	Isobáricas no plano yz em $x = 330$ mm. Detalhe do escoamento nas bordas da fieira.	242
Fig. 5.3.11	Isovelocidades v_x no plano yz em $x = 0$.	242
Fig. 5.3.12	Isobáricas no plano yz em $x = 0$.	243

Fig. 5.3.13 Isovelocidades v_x no plano xy em $z = 0$.	243
Fig. 5.3.14 Isovelocidades v_x no plano xy em $z = 0$. Detalhe do escoamento na fenda.	244
Fig. 5.3.15 Isovelocidades v_y no plano xy em $z = 0$.	244
Fig. 5.3.16 Isovelocidades v_y no plano xy em $z = 0$. Detalhe do escoamento na fenda.	245
Fig. 5.3.17 Isobáricas no plano xy em $z = 0$.	245
Fig. 5.3.18 Isobáricas no plano xy em $z = 0$. Detalhe do escoamento na fenda.	246
Fig 5.3.19 Isovelocidades v_x no plano xy em $z = 475$ mm.	246
Fig 5.3.20 Isovelocidades v_x no plano xy em $z = 475$ mm.	247
Fig 5.3.21 Isovelocidades v_x no plano xy em $z = 475$ mm. Detalhe do escoamento na fenda.	247
Fig 5.3.22 Isovelocidades v_y no plano xy em $z = 475$ mm.	248
Fig 5.3.23 Isovelocidades v_y no plano xy em $z = 475$ mm. Detalhe do escoamento no cabide.	248
Fig 5.3.24 Isovelocidades v_y no plano xy em $z = 475$ mm. Detalhe do escoamento na fenda.	249
Fig 5.3.25 Isovelocidades v_z no plano xy em $z = 475$ mm.	249
Fig 5.3.26 Isovelocidades v_z no plano xy em $z = 475$ mm. Detalhe do escoamento no cabide.	250
Fig 5.3.27 Isovelocidades v_z no plano xy em $z = 475$ mm. Detalhe do escoamento na fenda.	250
Fig 5.3.28 Isobáricas no plano xy em $z = 475$ mm.	251
Fig 5.3.29 Isobáricas no plano xy em $z = 475$ mm. Detalhe do escoamento no cabide.	251

Fig 5.3.30 Isobáricas no plano xy em $z = 475$ mm.	
Detalhe do escoamento na fenda.	252
Fig. 5.3.31 Perfil da velocidade de extrusão nos lábios da fieira.	252
Fig. 5.3.32 Perfil da velocidade de extrusão nos lábios da fieira.	252
Fig. 5.3.33 Perfil da pressão de extrusão nos lábios da fieira.	253
Fig. 5.3.34 Isobáricas no plano xz em $y=0,75$ mm.	254
Fig. 5.3.35 Perfil da velocidade de extrusão nos lábios da fieira.	255
Fig. 5.3.36 Perfil da velocidade de extrusão nos lábios da fieira.	255
Fig. 5.3.37 Perfil da pressão de extrusão nos lábios da fieira.	255
Fig. 5.3.38 Isobáricas no plano xz em $y=0,75$ mm.	256
Fig. 5.3.39 Perfil da velocidade de extrusão nos lábios da fieira.	256
Fig. 5.3.40 Isovelocidades v_x no plano xz em $y = 0,75$ mm.	257
Fig. 5.3.41 Isobáricas no plano xz em $y = 0,75$ mm.	258
Fig. 5.3.42 Isovelocidades v_z no plano xy em $z = 475$ mm.	258
Fig. 5.3.43 Isobáricas no plano xy em $z = 475$ mm.	
Detalhe do escoamento na fenda.	259
Fig. 5.3.44 Isovelocidades v_z no plano xy em $z = 475$ mm.	259
Fig. 5.3.45 Perfil da velocidade de extrusão nos lábios da fieira.	260
Fig. 5.3.46 Perfil da pressão de extrusão nos lábios da fieira.	260
Fig. 5.3.47 Isovelocidade v_x no plano xz em $y = 0,75$ mm.	261
Fig. 5.3.48 Isobáricas no plano xz em $y = 0,75$ mm.	262
Fig. 5.3.49 Perfil da velocidade de extrusão nos lábios da fieira.	262
Fig. 5.3.50 Perfil da pressão de extrusão nos lábios da fieira.	263
Fig. 5.3.51 Isovelocidade v_x no plano xz em $y = 0,75$ mm.	264
Fig. 5.3.52 Isobáricas no plano xz em $y = 0,75$ mm.	265
Fig. 5.3.53 Perfil da velocidade de extrusão nos lábios da fieira.	265
Fig. 5.3.54 Perfil da pressão de extrusão nos lábios da fieira.	266

Fig. 5.3.55 Isovelocidades v_x no plano xz em $y = 1,2$ mm.	267
Fig. 5.3.56 Isovelocidades v_z no plano xz em $y = 1,2$ mm.	
Detalhe do escoamento nas bordas da fieira.	268
Fig. 5.3.57 Isobáricas no plano xz em $y = 1,2$ mm.	268
Fig 5.3.58 Isovelocidades v_x no plano xy em $z = 475$ mm.	269
Fig 5.3.59 Isovelocidades v_x no plano xy em $z = 475$ mm.	
Detalhe do escoamento no cabide.	269
Fig 5.3.60 Isovelocidades v_x no plano xy em $z = 475$ mm.	
Detalhe do escoamento na fenda.	270
Fig 5.3.61 Isovelocidades v_y no plano xy em $z = 475$ mm.	270
Fig 5.3.62 Isovelocidades v_y no plano xy em $z = 475$ mm.	
Detalhe do escoamento na fenda.	271
Fig 5.3.63 Isovelocidades v_z no plano xy em $z = 475$ mm.	271
Fig 5.3.64 Isovelocidades v_z no plano xy em $z = 475$ mm.	
Detalhe do escoamento na fenda.	272
Fig 5.3.65 Isobáricas no plano xy em $z = 475$ mm.	272
Fig. 5.3.66 Perfil da velocidade de extrusão nos lábios da fieira.	273
Fig. 5.3.67 Perfil da pressão de extrusão nos lábios da fieira.	273
Fig. 5.3.68 Isobáricas no plano xz em $y = 1,2$ mm.	274
Fig. 5.3.69 Perfil da velocidade de extrusão nos lábios da fieira.	275
Fig. 5.3.70 Vista em perspectiva da fieira parabólica.	276
Fig. 5.3.71 Projeção no plano xz em $y = 0,75$ mm da fieira parabólica.	277
Fig. 5.3.72 Isovelocidades v_x no plano xz em $y=0,75$ mm.	278
Fig. 5.3.73 Isovelocidades v_y no plano xz em $y=0,75$ mm.	278
Fig. 5.3.74 Isovelocidades v_z no plano xz em $y=0,75$ mm.	279
Fig. 5.3.75 Isobáricas no plano xz em $y=0,75$ mm.	279

Fig 5.3.76 Isovelocidades v_x no plano xy em $z = 475$ mm.	
Detalhe do escoamento no cabide.	280
Fig 5.3.77 Isovelocidades v_y no plano xy em $z = 475$ mm.	
Detalhe do escoamento no cabide.	280
Fig 5.3.78 Isovelocidades v_z no plano xy em $z = 475$ mm.	
Detalhe do escoamento no cabide.	281
Fig 5.3.79 Isovelocidades v_z no plano xy em $z = 475$ mm.	
Detalhe do escoamento na fenda.	281
Fig. 5.3.80 Perfil da velocidade de extrusão nos lábios da fieira.	282
Fig. 5.3.81 Perfil da pressão de extrusão nos lábios da fieira.	282
Fig. 6.3.1 Distribuição das espessuras das camadas A_1 , A_2 e B ao longo da largura do filme final.	289
Fig. 6.3.2 Distribuição da espessura da camada C ao longo da largura do filme final.	289
Fig. A1.1.1 Gráficos das funções de forma no elemento parente.	300
Fig. A1.1.2 Funções de forma globais N_i associadas ao i -ésimo nó da malha global.	302
Fig. A1.4.1.1.1 Elemento triangular para uma aproximação P^1C^0 .	307
Fig. A1.4.1.2.1 Elemento triangular de Lagrange para interpolação quadrática.	308
Fig. A1.4.2.1.1 Elemento retangular de Lagrange para interpolação bilinear.	310
Fig. A1.4.2.2.1 Elementos retangulares para aproximações quadráticas.	310
Fig. A1.4.3.1.1 Elementos tetraédricos de 1ª e 2ª ordem.	313
Fig. A1.4.3.2.1 Elementos finitos hexaédricos de 2ª ordem.	314
Fig. A1.4.3.3.1 Elementos prismáticos de 2ª ordem.	315

LISTA DE TABELAS

		página
Tabela 4.2.1.1	Valores de viscosidade medidos para a camada A.	79
Tabela 4.2.1.2	Valores de viscosidade medidos para a camada B.	79
Tabela 4.2.1.3	Valores de viscosidade medidos para a camada C.	79
Tabela 4.2.1.1.1	Parâmetros dos modelos de Bird-Carreau ajustados para os polímeros A, B e C.	81
Tabela 4.2.2.1.1	Efeito de variações da temperatura de extrusão nas viscosidades dos polímeros.	85
Tabela 5.2.1	Quadro-resumo das perdas de carga calculadas das linhas A, B e C.	234
Tabela 5.2.2	Quadro-resumo das perdas de carga corrigidas das linhas A, B e C.	234
Tabela 5.2.3	Quadro-resumo das espessuras e tempos médios de residência das camadas (em relação a camada B).	235
Tabela 6.3.1	Ensaio de coextrusão de filme com a camada A preta: valores medidos das espessuras das camadas.	288

NOMENCLATURA

Propriedades dos polímeros

$\dot{\gamma}_r$	taxa de cisalhamento de referência
η	viscosidade em cisalhamento
η_0	viscosidade em cisalhamento no patamar newtoniano
η_r	viscosidade de referência
λ	parâmetro da equação constitutiva de Bird-Carreau
λ	tempo de relaxação
μ	viscosidade de fluidos newtonianos
ρ	densidade
τ_r	tensão de cisalhamento de referência
a_T	fator de translação horizontal da curva característica de viscosidade
$\underline{\underline{A}}$	função tensorial de definição de modelos constitutivos viscoelásticos
C_p	calor específico
E	energia de ativação do escoamento (para a equação de Arrhenius)
k	condutividade térmica
m	índice consistência da equação constitutiva tipo lei de potências
n	índice de potências
T_G	temperatura de transição vítrea
VI	viscosidade intrínseca do polímero

Parâmetros da cinemática e dinâmica dos fluidos

$\dot{\gamma}$	taxa de cisalhamento
$\underline{\underline{\dot{\gamma}}}$	tensor taxa de deformação
$\frac{\delta \underline{\underline{\tau}}}{\delta t}$	combinação linear das derivadas convectivas do tensor de tensões $\underline{\underline{\tau}}$ (vide a equação 2.6.3.2)
σ_{xx}, σ_{yy}	componentes normais do tensor de tensões $\underline{\underline{\tau}}$
$\underline{\underline{\tau}}$	tensor de tensões
$\underline{\underline{\tau}}^{(1)}$	derivada convectiva superior do tensor de tensões $\underline{\underline{\tau}}$
$\underline{\underline{\tau}}^{(1)}$	derivada convectiva inferior do tensor de tensões $\underline{\underline{\tau}}$
$\underline{\underline{\tau}}_E$	componente elástica do tensor de tensões $\underline{\underline{\tau}}$
$\underline{\underline{\tau}}_{NG}$	componente viscosa do tensor de tensões $\underline{\underline{\tau}}$
τ_{xy}	componente tangencial do tensor de tensões $\underline{\underline{\tau}}$
d_{11}, d_{22}, d_{12}	componentes do tensor taxa de deformação $\underline{\underline{\dot{\gamma}}}$
II	2 ^o invariante do tensor de taxa de deformação $\underline{\underline{\dot{\gamma}}}$
N_1	1 ^a diferença de tensões normais
N_2	2 ^a diferença de tensões normais
p	pressão
t	tempo
$\underline{\underline{v}}$	vetor velocidade

Notação matemática

δ	derivada ou incremento diferencial
$\frac{\partial}{\partial t}$	derivada parcial temporal
$\underline{\underline{\mathbf{I}}}$	tensor unitário
$\underline{\mathbf{n}}$	vetor normal
\bar{x}	notação que indica o valor média da variável x
\underline{x}	notação que indica que x é uma variável vetorial
$\underline{\underline{x}}$	notação que indica que x é uma variável tensorial
tr	traço de uma matriz
∇	vetor gradiente
$\frac{D}{Dt}$	Derivada material temporal
$ $	norma de um vetor

Parâmetros da formulação em elementos finitos

ε	tolerância
$\kappa, \phi_i, \varphi_i, \chi_i$	funções de forma
ξ	erro absoluto
ξ, η, λ	coordenadas no elemento parente do elemento finito
$\tau_{xx,i}, \tau_{yy,i}, \tau_{xy,i}$	valores nodais das tensões
Ω	domínio de definição do escoamento
Ω_i	sub-domínios definidos sobre Ω
$d\Omega$	elemento diferencial do domínio
$F(\mathbf{u})$	operador diferencial
J	funcional de minimização de Hamilton
$\bar{\mathbf{K}}$	difusividade artificial dos métodos numéricos SU e SUPG

L	funcional diferencial de Lagrange
N_i^τ	funções de forma do campo de tensão
N_i^h	funções de forma do grau de liberdade geométrico dos nós em fronteiras móveis
N_i^P	funções de forma do campo de pressão
N_i^v	funções de forma do campo de velocidade
P_i	valores nodais da pressão
P^0C^{-1}	polinômio de aproximação de ordem zero descontínua
P^1C^0	polinômio de aproximação de 1ª ordem contínua
P^2C^0	polinômio de aproximação de 2ª ordem contínua
R_i^c	função resíduo da equação da continuidade
R_i^E	função resíduo da equação constitutiva
R_i^h	função resíduo da equação da posição da fronteira móvel
R_i^m	função resíduo da equação do movimento
U_i, V_i	valores nodais das velocidades
\underline{w}	função auxiliar na definição das funções de forma de Petrov-Galerkin
W_i	função de forma de Petrov-Galerkin
\bar{x}	notação que indica a expansão da variável x em funções de aproximação em elementos finitos

Outros parâmetros físicos

α	número de onda
λ	comprimento de onda da perturbação
σ	constante de Stefan-Boltzman
$e_{crit.}$	razão de espessuras críticas para a ocorrência de instabilidades interfaciais

f_n	componente normal do vetor força
f_s	componente tangencial do vetor força
\underline{g}	vetor gravidade
\underline{g}_n	tensão normal externa
h	grau de liberdade geométrico
h_c	coeficiente de troca de calor por convecção
H	altura do canal
L	comprimento característico
Δp	perda de carga
q	vazão do fluido
q_0	calor inicial
\underline{q}	fluxo de calor
R	constante universal dos gases
T	temperatura
T_{amb}	Temperatura ambiente
T_0	temperatura de referência
u, v_x	componente da velocidade na direção x
v, v_y	componente da velocidade na direção y
\underline{v}_n	componente normal do vetor velocidade
\underline{v}_0	velocidade inicial média
\underline{v}_s	componente tangencial do vetor velocidade
V	velocidade característica
W	largura do canal da caixa de coextrusão
W'	largura equivalente da secção transversal da caixa de coextrusão

Outros parâmetros matemáticos

δS	incremento do parâmetro S
D_i	vetor diretor de deslocamento
$\{F\}$	vetor contendo as forças de massa e condições de contorno
$[K(\{x\}_K)]$	matriz dos coeficientes avaliada na iteração k
$[J]$	matriz jacobiana
$\{R\}$	vetor resíduo da formulação de Newton-Raphson
S	parâmetro de evolução
$\{x\}_{K+1}$	vetores dos valores nodais na iteração k+1
w_{1i}, w_{2i}	funções de ponderação

Números característicos adimensionais

Pe	número de Peclet
Pr	número de Prandtl
Re	número de Reynolds
We	número de Weissenberg

MODELAGEM E SIMULAÇÃO DE UM ESCOAMENTO MULTICAMADAS NO PROCESSO DE FABRICAÇÃO DE FILMES PLANOS DE POLI (ETILENO TEREFTALATO)

RESUMO

Realizamos o estudo de um escoamento multicamadas em processos de fabricação de filmes planos à base de polímeros de Poli (Etileno Tereftalato). As soluções numéricas das equações do modelo foram obtidas pelo Método dos Elementos Finitos, utilizando-se o pacote computacional POLYFLOW.

As propriedades reológicas dos polímeros foram determinadas em fluxo de cisalhamento e ajustadas a modelos de Bird-Carreau.

Estudamos o processo de formação das interfaces entre as camadas através da simulação bidimensional de escoamentos bicomponentes em desenvolvimento. Investigamos a influência de diversos fatores, tais como, os ângulos e as velocidades de introdução das camadas, a razão das viscosidades dos polímeros e a geometria do canal no ponto de confluência. A partir dos valores das deformações alongacionais sofridas pelos fluidos na interface, fazemos considerações sobre os comportamentos que podem levar à ocorrência de instabilidades interfaciais nesta região.

Por meio de simulações em duas dimensões, estudamos o comportamento do escoamento de 4 camadas assimétricas dentro da caixa de coextrusão quanto à distribuição das espessuras e dos tempos de residências das camadas, à uniformidade das espessuras das camadas, às perdas de cargas do escoamento e aos efeitos térmicos.

Realizamos a simulação em três dimensões do escoamento em uma fieira do tipo cabide, porém, limitada a um único polímero passando através dela. Estudamos a uniformidade da vazão na saída da fieira em função de diversos parâmetros do processo, das propriedades do polímero e da sua geometria. Fazemos considerações sobre o comportamento de um escoamento multicamadas na mesma fieira.

A comparação dos resultados do modelo com os dados obtidos em uma planta industrial foi satisfatória, consistindo, pois, em um instrumento valioso na compreensão do processo de coextrusão, bem como no desenvolvimento de novos equipamentos.

TRABALHOS PUBLICADOS

“Estudo de um escoamento multicamadas na coextrusão de filmes planos de Poli (Etileno Tereftalato)”.

Witkoski, N. , Kiang, C.T. e Abreu, C.A.M.

3º Congresso Brasileiro de Polímeros - 3º CBPol

Rio de Janeiro , 30 de outubro a 02 de novembro de 1995.

“Estudo do processo de desenvolvimento das interfaces entre as camadas em escoamentos de coextrusão” (em publicação).

Witkoski, N. e Kiang, C.T.

12º Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais -

12º CBECIMAT (a ser realizado)

Águas de Lindóia, 8 a 12 de Dezembro de 1996.

I. INTRODUÇÃO

A coextrusão é o processo de extrusão conjunta de várias camadas de polímeros através de uma única fiação para produzir uma estrutura multicamadas.

Esta tecnologia é aplicada com sucesso na fabricação de filmes, folhas, fibras, tubos, perfis, etc. Através da coextrusão, combinam-se as melhores propriedades de diferentes resinas para se obter produtos especiais, os quais não podem ser produzidos a partir de um único polímero. Além disso, os produtos coextrudados têm menores custos e melhor qualidade que os de processos concorrentes.

No caso específico de filmes, as propriedades que geralmente se deseja melhorar são: aparência (cor, brilho e transparência), topografia de superfície, selabilidade, adesão à tinta, barreira a gases e vapores, resistências química e mecânica, ...

Embora a coextrusão apresente muitas vantagens, existem limitações tecnológicas a serem removidas para viabilizar o seu emprego num espectro mais amplo de aplicações. Os maiores limites à aplicação industrial do processo de coextrusão são certos fenômenos de escoamento, que lhe são exclusivos, os quais afetam a processabilidade e as propriedades dos produtos e que não estão totalmente compreendidos: as instabilidades interfaciais e as distorções das camadas [1].

Na coextrusão de filmes deseja-se que as camadas tenham espessuras uniformes em toda a largura. Porém, observa-se que, em certas condições, a interface entre as camadas deforma-se da linha ideal, resultando em camadas de espessura irregular. Denomina-se este fenômeno de distorção das camadas [2-4].

O principal mecanismo que provoca as distorções das camadas está ligado à diferença das viscosidades de camadas adjacentes: o polímero menos viscoso

tende a se deslocar para as paredes do canal, para diminuir a dissipação de energia (perda de carga) do escoamento [5-7].

De efeitos catastróficos nas propriedades físicas e mecânicas dos filmes e na sua processabilidade são as instabilidades interfaciais, as quais consistem em flutuações da interface entre duas camadas adjacentes, cujas amplitudes crescem à medida que avançam no sentido do fluxo [1].

As instabilidades interfaciais podem ocorrer sempre que alguma perturbação do processo gera um desequilíbrio de tensões nas interfaces que se propague na direção do escoamento. As condições favoráveis à amplificação (ou à atenuação) da perturbação inicial são complexas e dependem da relação de viscosidades e elasticidades dos polímeros de cada camada, da razão de espessuras das camadas, da geometria do canal e da frequência da perturbação inicial [8-10].

Compreender estes fenômenos de escoamento e saber prever o comportamento de sistemas de coextrusão são passos importantes para se dominar a tecnologia, permitindo o avanço da indústria. Neste sentido, o processo de coextrusão tem sido objeto de inúmeras investigações teóricas e experimentais, porém, todas as ações de compreensão científica são de difícil execução.

Os custos de investigações experimentais são muito altos, pois, são necessárias montagens com várias linhas de extrusão. Acrescente-se o número muito alto de parâmetros que influenciam na coextrusão, o que dificulta a análise dos resultados das experiências. A abordagem usual consiste em fazer experimentos em sistemas de geometrias muito simples e num número pequeno de camadas (geralmente duas camadas) [8-15].

A realização de ensaios na própria linha industrial para investigar os escoamentos pode ser aplicada de modo limitado, pois, geralmente não se

consegue controlar adequadamente todos os parâmetros do processo e nem há flexibilidade suficiente para alterá-los livremente, de modo a cobrir todo o domínio de interesse. Os custos dos ensaios são muito altos e a realização é difícil.

Após as camadas se combinarem, não é possível se medir o comportamento de cada uma delas separadamente; avaliam-se apenas as propriedades do escoamento como um todo. Logo, mesmo as pesquisas experimentais, necessitam vir aliados de modelos teóricos para se calcular o escoamento de cada camada em função dos resultados do escoamento global. A modelagem e simulação numérica torna-se uma ferramenta imprescindível para a compreensão da coextrusão e especialmente, na análise de sistemas industriais particulares.

A realização de estudos teóricos também não é uma tarefa fácil, pois os problemas de escoamento de coextrusão envolvem um número muito grande de incógnitas: é necessário resolver-se as equações do escoamento para cada uma das camadas de fluido e os parâmetros das interfaces (posições, velocidades, e tensões) também são desconhecidos, constituindo parte da solução do problema [16-17].

Outra grande dificuldade na realização de estudos teóricos da coextrusão é a geometria do equipamento, a qual é muito complexa nos sistemas industriais e comprovadamente tem efeitos profundos sobre o processo. As simplificações da geometria na análise do escoamento conduzem a diferenças importantes nos resultados, por isso devem ser reduzidas ao mínimo, para que o modelo teórico represente adequadamente a realidade. Isto exige o emprego de técnicas numéricas sofisticadas, tais como, elementos finitos, volumes finitos, ...

O uso de modelos reológicos viscoelásticos é importante no estudo das instabilidades interfaciais, porém, as simulações numéricas envolvem técnicas

extremamente complexas e que demandam muita memória e esforço computacional.

Graças aos recentes desenvolvimentos de técnicas numéricas capazes de resolverem problemas de escoamento complexos, à disponibilidade de softwares comerciais que utilizam interfaces “amigáveis”, que facilitam a geração de malhas de elementos finitos em geometrias complicadas e à grande evolução dos computadores (memória e tempo de processamento) tem sido possível resolver problemas que representam o escoamento real com maior fidelidade [18].

Nossa proposta neste trabalho é estudar um sistema de coextrusão de polímeros de Poli (Etileno Tereftalato) numa linha industrial de produção de filmes planos por meio de simulação numérica, com o fim de responder as questões seguintes.

Qual a influência da geometria do equipamento sobre a confluência das camadas?

Qual a influência das variações dos parâmetros de processo (temperaturas, vazões, ...) sobre o comportamento do sistema?

Qual a suscetibilidade do sistema à ocorrência de instabilidades interfaciais e encapsulamento de camadas?

Como é a uniformidade da vazão na saída da fieira?

Para resolver as equações do modelo elaborado, utilizamos o pacote comercial de elementos finitos POLYFLOW.

Os resultados calculados são comparados com as observações da prática industrial e com os dados de literatura.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 A TECNOLOGIA DE COEXTRUSÃO

A coextrusão é o processo de extrusão conjunta de várias camadas de diferentes polímeros através de uma única fiação para se produzir um só produto multicamadas.

Esta tecnologia é aplicada na produção de filmes, fibras, tubos, perfis, ... Porém, vamos restringir nossa discussão à coextrusão de filmes.

Emprega-se a coextrusão para a fabricação de filmes com propriedades especiais, obtidas pela combinação das melhores características de diferentes resinas numa única estrutura. As propriedades que normalmente se deseja melhorar são [19-22]:

- aparência física, p. ex., filmes com cores diferentes em cada face, envolvimento da camada central sem cor por camadas externas coloridas, melhoria da adesão à tinta do substrato polimérico, conferir brilho à superfície, efeitos visuais usando-se camadas com espessura na faixa do comprimento de onda da luz, transparência, ...

- propriedades estruturais, p. ex., inclusão de uma camada de material com boa resistência ao impacto, proteção à luz ultra-violeta, camadas resistentes à óleos (inércia química), camadas com altas resistências à tração,...

- propriedades de superfície, p. ex., melhoria do coeficiente de atrito superficial do filme, conferir propriedade de selabilidade, ...

- propriedades barreiras, p. ex., coextrusão de camadas de polímeros com características complementares de barreira aos gases, vapores e umidade, visando a aplicação em embalagens alimentícias, farmacêuticas, ...

Enfim, a coextrusão abre espaço para inúmeros novos produtos e novas aplicações. Além disso, a coextrusão apresenta muitas vantagens sobre os processos concorrentes, tais como, a laminação e os revestimentos (“coatings”):

- redução dos custos de matéria-prima, p. ex., reciclando-se material nas camadas intermediárias, os filmes coextrudados são mais finos;
- redução dos custos de produção e de investimento por reduzir o número de etapas de produção (1 única etapa);
- produtos de melhor qualidade, p. ex., filmes com maior regularidade de espessura, ...

O enorme potencial de exploração desta tecnologia levou a um grande aumento no volume de produção de estruturas multicamadas. As perspectivas para o futuro são de crescimento ainda mais acentuado, a nível mundial [19,21,23-25,90]. No Brasil, o emprego desta tecnologia de produção, que estava em estado incipiente, passou a apresentar um crescimento importante nestes últimos anos, devendo-se acelerar ainda mais [26,27].

As estruturas coextrudadas mais usuais possuem 2 a 7 camadas, tais como:

AB	2 camadas,	2 extrusoras;
ABA	3 camadas,	2 extrusoras;
ABC	3 camadas,	3 extrusoras;
ABCBA	5 camadas,	3 extrusoras;
ABCDCBA	7 camadas,	4 extrusoras.

Porém, pode-se produzir estruturas com muito mais camadas, p. ex., Im e Schrenk [28] desenvolveram filmes coextrudados com 400 camadas.

Muitas vezes os materiais coextrudados não são compatíveis (não há adesão entre as camadas), tornando-se necessário coextrudar camadas intermediárias de adesivos, para se garantir que não ocorrerá a delaminação do filme.

Há duas tecnologias básicas para a produção de filmes coextrudados, conforme descrevemos a seguir.

Caixa de coextrusão + feira de canal único.

Neste processo a feira convencional é precedida pela caixa de coextrusão, na qual se faz a sobreposição das camadas. As diversas camadas de polímeros encontram-se na caixa de coextrusão e escoam todas juntas através da feira, até serem extrudadas. A estrutura em camadas permanece porque o escoamento é laminar.

Devido à influência americana, a caixa de coextrusão é mais conhecida pela nomenclatura em língua inglesa: "feedblock" ou "blackbox".

Feira Multicanais.

Neste caso utiliza-se uma feira com múltiplos canais de distribuição. Os polímeros escoam separadamente, juntando-se apenas nos lábios da feira, imediatamente antes de serem extrudados.

A diferença básica entre as duas tecnologias é que no sistema tipo "feedblock" as camadas se encontram antes de serem espalhadas e comprimidas. Na feira multicanais as camadas se encontram após terem sido espalhadas lateralmente e comprimidas.

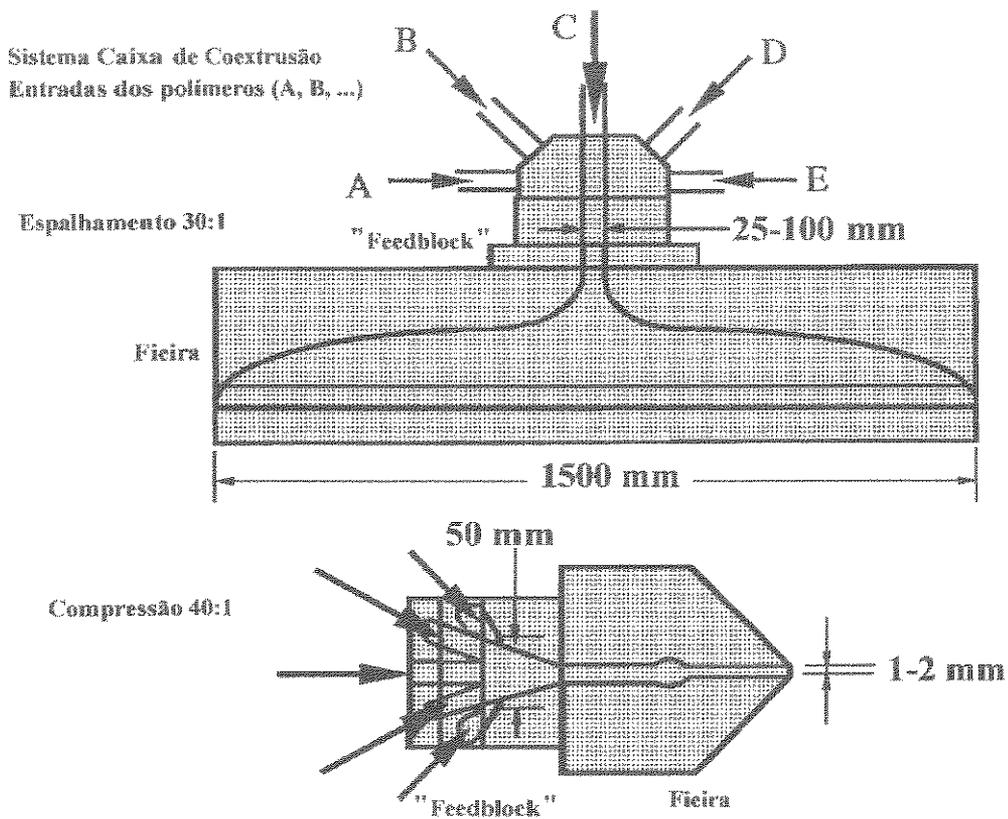


Fig. 2.1.1 Sistema de coextrusão tipo "feedblock" [29].

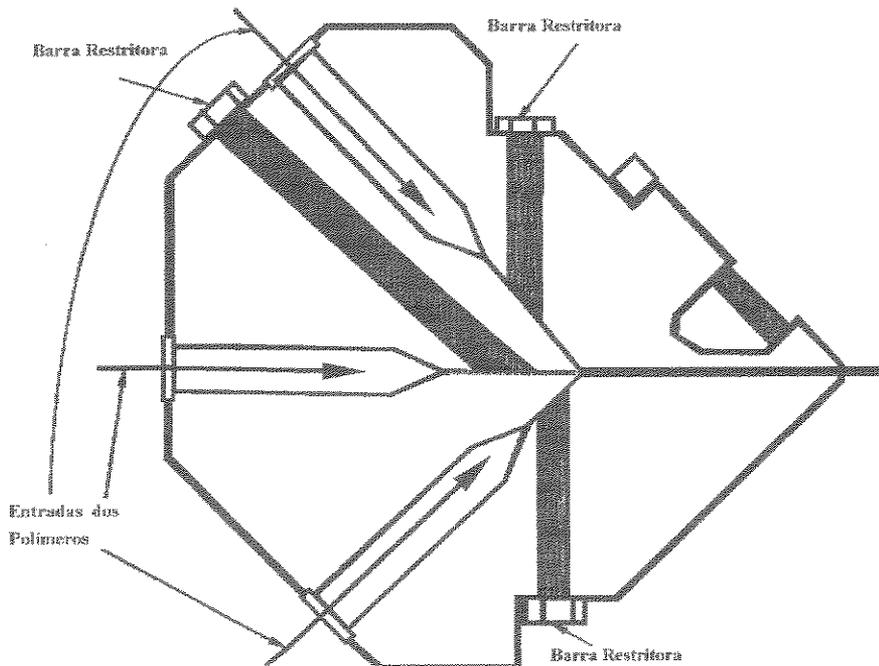


Fig. 2.1.2 Sistema de coextrusão tipo fieira multicanais [29].

Tradicionalmente a tecnologia mais empregada é a caixa de coextrusão por ser a mais simples de se operar, a mais flexível quanto às estruturas que se pode produzir e porque o custo da instalação é menor.

Através do uso de "janelas" de entrada das camadas pode-se alternar as estruturas que estão sendo produzidas em quase todas as combinações possíveis, p. ex., AB ou ABA ou BAB ou ABC ou ABAC ou ABCBA, ... Também é possível subdividir uma camada em duas ou mais, reduzindo-se o número de extrusoras necessárias, p.ex., utilizar-se apenas uma extrusora para a aplicação de material adesivo em diversas interfaces entre as camadas.

Porém, há limitações à aplicação dos sistemas tipo "feedblock" em alguns processos. Como as camadas permanecem em contato durante um longo tempo e são submetidas a um escoamento bastante complexo dentro da fieira, busca-se minimizar as diferenças de comportamento reológico e térmico entre as camadas para assegurar o escoamento uniforme e laminar [21,23,30,31]. Recomenda-se o uso da fieira multicanais sempre que:

- deseja-se coextrudar camadas externas finas, que correspondam a menos que 5-10% da estrutura total, pois a camada fina, localizada na região de maiores taxas de cisalhamento e tempos de residência, tende a sofrer maior degradação térmica [23,30];

- deseja-se coextrudar estruturas nas quais as diferenças de viscosidades entre os polímeros sejam superiores a 3-4:1, pois a tendência de encapsulamento (vide o capítulo 2.2) provocaria distorções significativas das interfaces [21,23,30];

- a diferença entre as temperaturas das camadas são muito elevadas, p. ex., $\geq 20-30$ °C [21,23,30,31], pois o longo tempo de contato entre as camadas no sistema tipo "feedblock" pode resultar em trocas térmicas de efeitos indesejáveis nos polímeros.

As feiras multicanais são relativamente complexas. Em geral, incorporam 2 ou 3 (até 5) canais de distribuição transversais ("manifolds"), cada um deles podendo conter barras restritoras de regulagem da uniformidade da velocidade dos fluxos ao longo da largura da feira. A restrição básica ao número de canais de distribuição é o tamanho físico da feira.

A regulagem do sistema de barras restritoras de fluxo é difícil e há maior probabilidade de ocorrerem vazamentos. As limpezas são mais trabalhosas. O custo de uma feira multicanais é bem mais alto que o de uma caixa de coextrusão.

A maior vantagem das feiras multicanais é que os problemas de encapsulamento das camadas e de instabilidades interfaciais são mínimos (vide capítulos 2.2 e 2.3), porque o tempo de contato entre as camadas é muito pequeno. Conseqüentemente, a precisão da espessura de cada camada é muito boa, da ordem de $\pm 5\%$ (ou melhor), enquanto nas caixas de coextrusão situa-se na faixa de $\pm (15-20)\%$ [32].

Nas feiras multicanais a flexibilidade quanto às estruturas que se pode produzir é baixa. Para possibilitar a produção de uma variedade maior de filmes, muitas vezes são utilizadas combinadas com uma ou mais caixas de coextrusão.

2.2 DISTORÇÃO DAS INTERFACES / ENCAPSULAMENTO DE CAMADAS

A distorção das interfaces é o fenômeno físico pelo qual a interface entre camadas adjacentes deforma-se da linha ideal para uma configuração deformada.

Estudando escoamentos bicomponentes de polímeros em tubos, Southern e Ballman [2,3] e Lee e White [11,12] observaram que a interface é sempre côncava em torno da camada mais viscosa e que a camada menos viscosa molha

mais o perímetro do tubo. Em outras palavras, há uma tendência do material menos viscoso encapsular o mais viscoso e removê-lo das paredes do canal.

Eles concluíram que o formato da interface pode ser controlado pela razão de viscosidades dos dois polímeros, p. ex., como no experimento a seguir, no qual o formato da interface é côncavo em torno da camada A ou B a depender da razão das viscosidades dos polímeros (cujas curvas se cruzam), as quais mudam de acordo com a taxa de cisalhamento no escoamento.

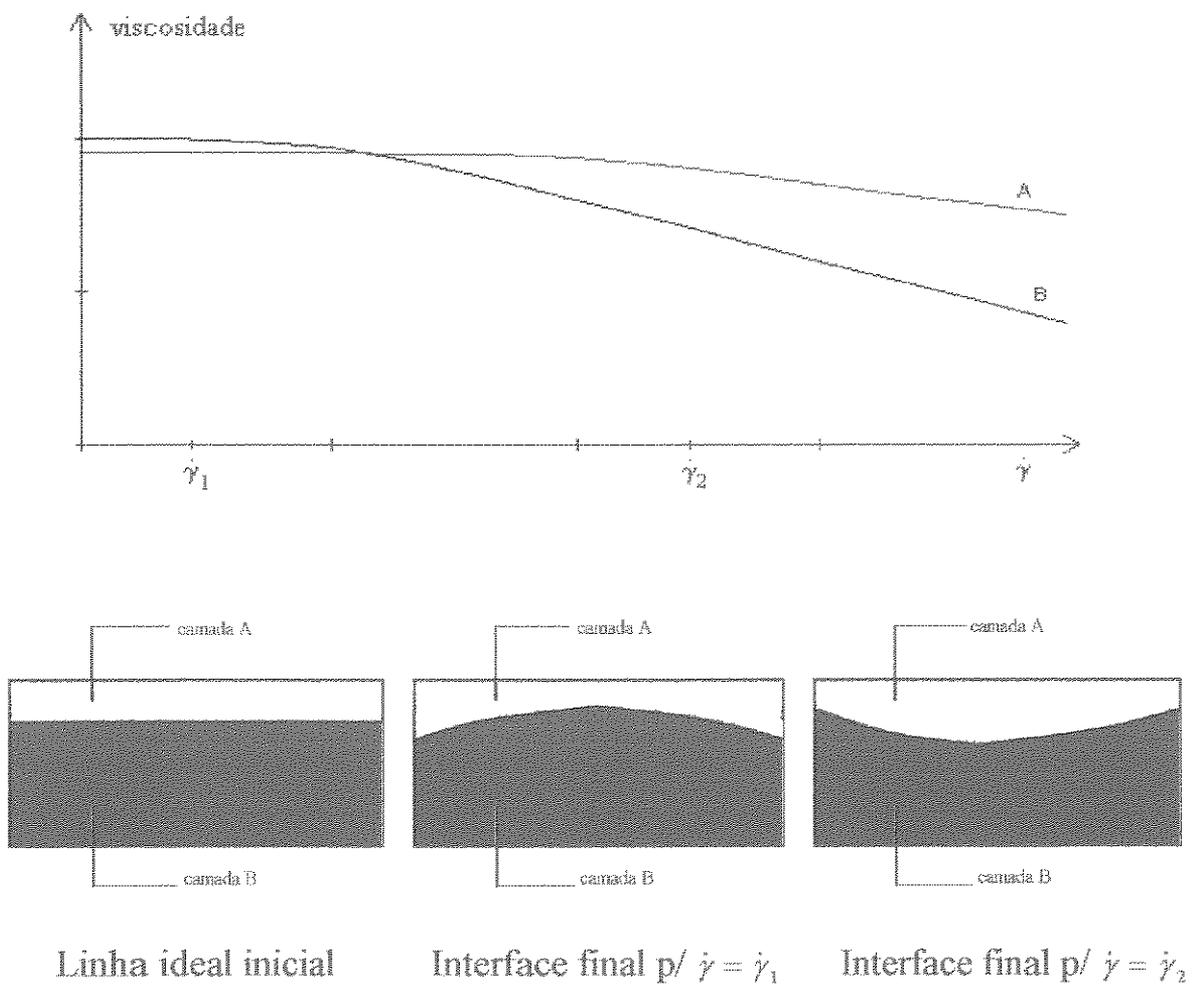


Fig. 2.2.1 Encapsulamento de camadas devido à estratificação das viscosidades [2,3].

As distorções das camadas ocorrem quando há uma diferença de viscosidade entre elas. A explicação física é simples: o polímero menos viscoso tende a migrar para as regiões de maior cisalhamento do canal (as paredes), minimizando a dissipação de energia no escoamento [5-7,33].

Entretanto, até o momento não há nenhum modelo do mecanismo do desenvolvimento da interface que explique corretamente a evolução da sua condição inicial até a configuração distorcida [7,11,34,35]. A modelagem da deformação da interface requer a caracterização das condições de escorregamento dos polímeros nas paredes, porém, este trabalho ainda não foi realizado e os modelos existentes não representam bem a realidade [17].

A deformação das interfaces é um fenômeno dependente do tempo, i. e., quanto mais tempo as camadas escoam juntas, mais a interface se deforma. O encapsulamento completo de camadas refere-se aos casos extremos de distorção das interfaces, nos quais o tempo do escoamento é bastante longo (relação comprimento/diâmetro do canal > 50) e as diferenças entre as viscosidades das camadas excessivamente altas (razão de viscosidades $> 5:1$), de modo que o polímero menos viscoso acaba por envolver totalmente a camada vizinha mais viscosa [7,12]. As feiras industriais não são tão largas a ponto de ocorrer o encapsulamento completo; este fenômeno é observado estritamente em montagens experimentais.

Como as viscosidades dos polímeros dependem da temperatura, pode-se controlar o formato da interface através do controle da temperatura [36].

Há ainda um outro tipo de distorção das camadas, menos importante, chamado encapsulamento geométrico. Neste caso o agente motor não é uma diferença de viscosidades, mas a presença de escoamentos secundários (i. e., escoamentos perpendiculares ao sentido principal do fluxo) provocados pelas características geométricas do canal de escoamento.

Por exemplo, este efeito pode ser observado na coextrusão de duas camadas assimétricas do mesmo polímero em canais de geometrias complexas, tal como, o canal de distribuição de uma feira industrial [1,37-39]. Então, apesar de serem duas camadas do mesmo polímero, a interface fica distorcida devido ao efeito das assimetrias geométricas sobre o escoamento.

As investigações experimentais e numéricas mais recentes deste tipo de encapsulamento revelam que estes escoamentos secundários devem-se à presença de fluidos cujas 2^{as} diferenças de tensões normais N_2 é significativa [37-39].

2.3 INSTABILIDADES INTERFACIAIS

As instabilidades interfaciais são oscilações da interface entre camadas adjacentes, que se propagam com amplitudes crescentes à medida que avançam no sentido do escoamento.

As oscilações de pequena amplitude podem passar despercebidas a olho nu e não interferir nas funcionalidades do filme multicamadas [1,40]. Mas, em casos extremos, as oscilações podem assumir tal amplitude, que a interface se torna muito irregular, gerando um aspecto “marmorizado” do filme (defeito “zig-zag”). Menos comumente, os defeitos no filme se apresentam num aspecto de parábolas.

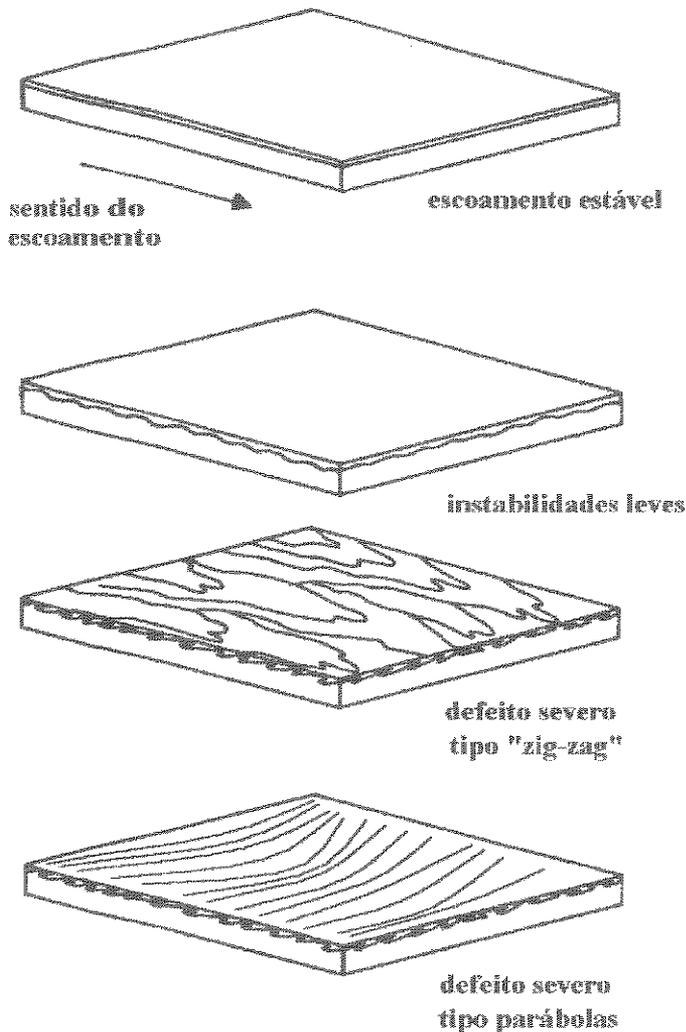


Fig. 2.3.1 Defeitos no filme provocados pelas instabilidades interfaciais [14,29].

Os defeitos no aspecto do filme provocados pelas instabilidades interfaciais existem na interface entre camadas adjacentes, a qual se torna rugosa, porém, a superfície externa do filme continua se apresentando lisa e regular [13,14]. Esta distinção é importante para não se confundir com os defeitos introduzidos pelo fenômeno pele de tubarão ("sharkskin irregularities"), que são semelhantes, mas ocorrem nas superfícies do filme [41,42].

Nos primeiros estudos realizados do fenômeno a abordagem era feita via a análise linear da estabilidade [43-45]. Este método consiste na aplicação de uma perturbação exponencial infinitesimal no escoamento para verificar se esta se propagará com amplitude crescente ou se ocorrerá a sua atenuação. Justifica-se a validade desta abordagem porque se constata experimentalmente que a taxa de propagação inicial de uma perturbação das interfaces de pequena amplitude ocorre segundo uma lei exponencial [8-9].

Entretanto, ficaram célebres as conclusões dos artigos publicados por Han e Shetty [13] e Schrenk e col. [14], os quais se basearam em resultados experimentais para afirmarem que a ocorrência das instabilidades poderia ser caracterizada por uma tensão de cisalhamento crítica na interface, a qual não deveria ser excedida. Infelizmente esta conclusão não é suportada pela teoria da análise linear de estabilidade, nem pelas recentes investigações experimentais [8,9,46]. Em publicações posteriores, o próprio Han [47] concluiu que este não é o critério correto para a ocorrência das instabilidades interfaciais. Porém, este conceito foi bastante divulgado, levando a muitos erros de interpretação dos fenômenos existentes em processos de coextrusão e gerando muita confusão sobre as soluções práticas para os problemas de instabilidades interfaciais.

Semelhantemente às instabilidades de quaisquer outros sistemas físicos, as instabilidades interfaciais ocorrem quando há algum desequilíbrio de forças (no caso, na interface) provocado por alguma perturbação transitória.

No caso da coextrusão de dois fluidos newtonianos, Yih [43] demonstrou, estudando escoamentos planares tipo Couette e tipo Poiseuille, que o mecanismo que propicia a ocorrência das instabilidades é a existência de uma descontinuidade na taxa de cisalhamento na interface e as condições favoráveis a sua propagação dependem da posição relativa do ponto de taxa de cisalhamento nula do escoamento (i.e., o ponto de máxima velocidade). Se este situa-se na

camada mais viscosa, o sistema será estável, i. e., uma vez que ocorra a perturbação, a sua amplitude se atenuará à medida que avança na direção do escoamento, até que a interface retorne a sua posição de equilíbrio. Tal situação só é possível se a camada mais fina é a menos viscosa; por isto, atribui-se o nome de **efeito da camada fina** [13,41,46].

Fisicamente a instabilidade ocorre quando uma perturbação transitória faz a interface se mover da sua posição de equilíbrio. Como as taxas de cisalhamento não são iguais em ambos os lados da interface, esta oscila em torno do equilíbrio; esta oscilação pode ser atenuada ou amplificar-se à medida que avança no sentido do escoamento. A taxa de amplificação ou atenuação desta oscilação depende da razão de viscosidades e de espessuras das camadas. A faixa dos valores destes parâmetros para os quais o escoamento é estável define o domínio de estabilidade do processo.

Com os polímeros fundidos o fenômeno é ainda mais complicado, pois a viscosidade é função da taxa de cisalhamento e há os efeitos das tensões normais geradas pelas elasticidades do polímeros.

A pseudoplasticidade (“shear-thinning”) dos polímeros tem uma influência muito forte na estabilidade do processo. Por exemplo, se o polímero mais viscoso é também o mais pseudoplástico e esta for a camada mais fina, a alta taxa de cisalhamento na interface pode diminuir localmente a viscosidade desta camada abaixo da viscosidade da camada adjacente, criando na interface o efeito camada fina, que é estável. Inversamente, se o caráter pseudoplástico é mais pronunciado na camada menos viscosa, o sistema tende a se desestabilizar [46].

No caso do escoamento de dois fluidos tipo Lei de Potências Truncadas entre placas paralelas, a razão de espessuras críticas, abaixo da qual o sistema será sempre estável [8], é dada por:

$$e_{\text{CRIT}} = e_2/e_1 = \left(\eta_2/\eta_1\right)^{1/2}, \quad (2.3.1)$$

em que e_1 e e_2 são as espessuras da camadas mais (1) e menos (2) viscosas, respectivamente e η_1 e η_2 são as viscosidades truncadas destas camadas.

Mesmo na ausência de estratificação das viscosidades de duas camadas adjacentes, mas se estas tiverem elasticidades diferentes, podem ocorrer instabilidades interfaciais. Se a camada mais elástica ocupa a maior parte do volume do canal (i.e., mais de 50% do volume do canal), a elasticidade tem um efeito estabilizante sobre o escoamento, i. e., atenua as perturbações. Abaixo de uma certa espessura crítica, a elasticidade do polímero tem efeito desestabilizador [46,48].

Para ilustrar o efeito das tensões normais e da razão de espessuras na estabilidade de um sistema de coextrusão, consideremos duas situações simples de um escoamento de Poiseuille bicomponente entre placas planas de polímeros de mesmas viscosidades e densidades, mas com elasticidades diferentes. Vide a figura 2.3.2.

No caso do componente elástico ocupar a maior parte do canal, quando a interface é perturbada para cima, as tensões normais desbalanceadas na camada menos elástica exercem uma força sobre a interface na mesma direção do fluxo gerado. Para conservar a massa, ocorre um refluxo na camada mais elástica na direção oposta à força aplicada. Como esta força de sentido contrário ao fluxo é maior, a perturbação tende a se estabilizar.

No segundo caso acontece o contrário: a maior parte do fluxo ocorre na camada menos elástica, que é a maior componente. Portanto, o fluxo e a força efetiva tem as mesmas direções e o sistema torna-se instável [15,49].

A explicação física para a espessura crítica é a seguinte: como as forças elásticas de cada camada se opõem entre si, quando estas são da mesma ordem de grandeza, não é possível obter um efeito estabilizante.

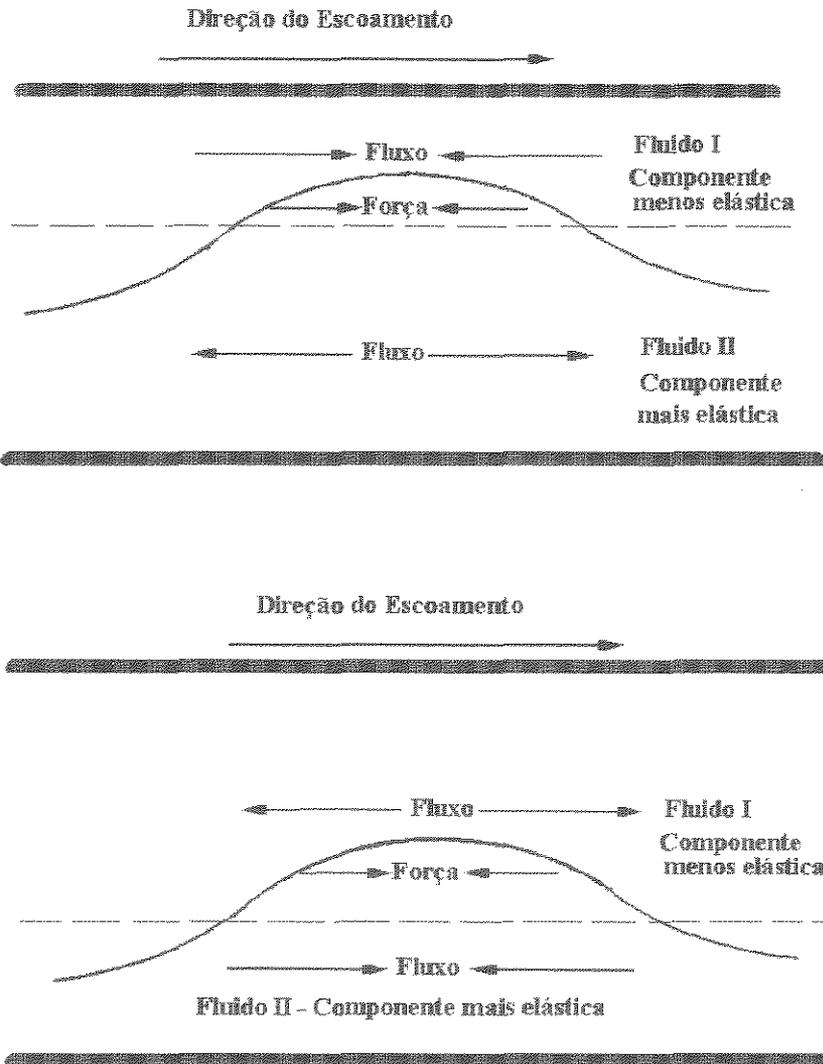


Fig. 2.3.2 Mecanismo de ação das tensões normais sobre a estabilidade do escoamento [15].

Em escoamentos de Poiseuille planos bicomponentes, havendo diferenças de viscosidades entre as camadas, demonstra-se que a contribuição dos efeitos elásticos à estabilidade do sistema é proporcional ao salto (descontinuidade) da primeira diferença de tensões normais na interface. O salto de N_1 na interface

favorece a estabilidade ou a instabilidade do escoamento, dependendo se a relação de espessuras das camadas tornava o sistema estável ou instável na ausência dos efeitos elásticos, respectivamente [9,46].

Toda fieira industrial possui perfis convergentes e divergentes desde a sua entrada até a saída. Canais convergentes ou divergentes introduzem tensões normais (e alongacionais) no escoamento e modificam a taxa de cisalhamento (logo, alteram-se as relações de viscosidades e de espessuras entre as camadas). Portanto, convergências e divergências têm um papel importante na estabilidade do escoamento.

Canais convergentes tem um efeito estabilizante: a presença de fluxos extensionais cria campos de tensões crescentes na direção do fluxo; do ponto de vista energético, uma perturbação necessita exercer uma força maior na interface para a instabilidade se propagar. Obviamente, a ocorrência de instabilidades é desfavorecida. Pelo mesmo raciocínio, os fluxos compressivos que ocorrem em canais divergentes têm um efeito desestabilizador muito forte: o domínio de estabilidade do escoamento diminui e as taxas de amplificação da perturbação crescem muito [15,46].

Por exemplo, Wilson e Khomami [8,15] demonstram que num sistema de coextrusão PP/HDPE, cuja razão de espessuras crítica entre placas paralelas é aproximadamente igual a 0,4, num canal levemente convergente (ângulo de convergência = 15°) a região de estabilidade sobe para uma razão de espessuras crítica aproximadamente igual a 1,5.

Um efeito importante de estabilização é observado na coextrusão de polímeros compatíveis. Neste caso as experiências revelam taxas de crescimento das perturbações bastante inferiores às existentes na coextrusão de polímeros incompatíveis e regiões de estabilidade bem mais amplas. Atribui-se este efeito às misturas difusivas e convectivas dos polímeros que comprovadamente ocorrem na

interface perturbada [10]. Esta mistura diminui a diferença efetiva entre as propriedades das camadas, bem como causa a dissipação da energia da perturbação, levando a sistemas de coextrusão mais estáveis.

Embora os estudos através da análise linear de estabilidade indicassem a influência importante da natureza da perturbação sobre a estabilidade do escoamento [46,48], nas primeiras investigações experimentais este fator não era controlado [13,47].

Apenas mais recentemente [8,9,10] tem-se procurado controlar a origem e as características da perturbação inicial para validar os resultados da análise linear da estabilidade em sistemas de coextrusão bicomponentes. Estas experiências mostram que a propagação ou atenuação da instabilidade depende do número de onda da perturbação α (adimensional), definido como $\alpha = 2\pi d_1/\lambda$, no qual, λ é o comprimento de onda da perturbação e d_1 é a espessura da camada mais viscosa.

As perturbações mais perigosas, i. e., as que se propagam mais rapidamente, têm número de onda em torno de $\alpha \cong 1$ [9,15,46]. Numa aplicação industrial perturbações de todas as frequências estão presentes em diversas amplitudes. Conseqüentemente, na análise de problemas práticos deve-se supor que a perturbação de número de onda mais perigoso está sempre presente.

Até o momento, todos os estudos realizados através da análise linear da estabilidade e as investigações experimentais se limitaram à investigação da ocorrência das instabilidades no escoamento desenvolvido, de forma que permanecem sem uma resposta definitiva as discussões sobre o efeito das regiões onde o fluxo está em transição como pontos de origem das instabilidades em sistemas industriais, p. ex. [1]:

- no ponto de confluência das camadas, onde ocorre uma rápida transição no perfil de velocidades de duas camadas adjacentes (uma camada se acelera em relação a outra);

- na entrada da fieira ou na câmara de relaxação, devido à transição experimentada pelo fluxo, resultando em reajustes das velocidades e das interfaces entre as camadas.

As únicas ferramentas que o engenheiro dispõe para controlar as instabilidades interfaciais são o casamento apropriado das viscosidades dos materiais, a seleção das espessuras das camadas e o projeto da geometria do sistema.

A razão ótima de espessuras das camadas pode ser obtida pela equação 2.3.1, mas é restrita aos escoamentos bicomponentes. Outros casos devem ser simulados pela resolução numérica das equações da análise linear da estabilidade, o que se constitui numa tarefa extremamente difícil, pois exige a solução de um problema de autovalores num processo de coextrusão em regime transiente.

Além disso, as evidências experimentais mostram que, para haver uma boa concordância entre os resultados teóricos e a prática, os modelos constitutivos utilizados para os fluidos devem fornecer previsões das propriedades N_1 e N_2 e do espectro de tempos de relaxação bem correlacionadas com as medições reológicas [8,46,48,49], o que é uma tarefa difícil nos modelos reológicos disponíveis atualmente.

Ou seja, a previsão da estabilidade de um sistema de coextrusão, via simulação numérica, ainda não é uma ferramenta disponível devido à complexidade do problema matemático e às deficiências dos modelos reológicos viscoelásticos em fornecer previsões razoáveis.

Enfim, resta ao engenheiro utilizar os conhecimentos e ponderações disponíveis, obtidos a partir de experimentos simples, para fazer extrapolações sobre a estabilidade do seu sistema de coextrusão particular.

2.4 MODELAGEM E SIMULAÇÃO DE ESCOAMENTOS DE COEXTRUSÃO

No cálculo de um escoamento deseja-se conhecer os campos de pressões e de temperaturas (variáveis escalares), o campo de velocidades (variável vetorial) e o campo de tensões (variável tensorial).

O cálculo de um escoamento de um único fluido exige a resolução das equações da continuidade e da conservação da quantidade de movimento. Se o problema não é isotérmico, também deve-se resolver a equação da conservação da energia.

Problemas de coextrusão são mais complexos: há vários fluidos, portanto, deve-se calcular todas as variáveis para cada camada. Não bastasse isso, há incógnitas adicionais, que são as posições das interfaces, as quais não se conhece a priori, mas constituem parte da solução do problema.

Muitos poucos problemas de coextrusão têm solução analítica. O escoamento completamente desenvolvido e isotérmico de dois fluidos newtonianos ou do tipo lei de potências entre placas planas e paralelas tem solução analítica nos casos das camadas sobrepostas ou quando um dos polímeros escoar entre duas camadas iguais do outro polímero (problema simétrico) [4,50].

Problemas de escoamentos de coextrusão envolvendo um número maior de camadas, em geometrias reais de equipamentos industriais, nos casos não-isotérmicos e para fluidos viscoelásticos devem ser resolvidos numericamente.

Devido à complexidade dos problemas de coextrusão, a quase totalidade dos estudos foram aplicados para escoamentos uni ou bidimensionais, totalmente desenvolvidos, em geometrias planas ou circulares, nos quais pode-se aplicar a aproximação da teoria da lubrificação (“lubrication approximation”) [51,52].

As hipóteses básicas da aproximação da lubrificação são: a geometria do canal varia suavemente na direção do escoamento, a curvatura do canal é pequena, o escoamento é laminar e os efeitos inerciais são desprezíveis quando comparados com as forças viscosas. Desta forma, garante-se que qualquer escoamento na direção normal às paredes do canal pode ser desprezado, simplificando-se consideravelmente as equações e tornando-se o cálculo numérico simples e rápido.

Escoamentos multicamadas entre duas placas planas e paralelas, em regime permanente foram objetos de repetidas simulações. Chin e col. [53] estudaram o escoamento não-isotérmico de dois polímeros do tipo lei de potências truncadas. A solução de escoamentos de N-camadas foi proposta por Schrenk e col. [14] para fluidos lei de potências, mas restrito ao problema isotérmico e às configurações simétricas. Han e Shetty [54] resolveram o mesmo problema para configurações gerais. Puissant e col. [52] estenderam o estudo para os casos não-isotérmicos.

Entretanto, todos esses estudos se limitaram a análise do escoamento totalmente desenvolvido. Com o fim de analisar a zona de transição de desenvolvimento do escoamento, White e Lee [11] propuseram uma solução analítica aproximada para a coextrusão isotérmica e bidimensional de dois fluidos newtonianos entre placas paralelas. Para obterem uma solução analítica do problema, assumiram a aproximação da lubrificação e desprezaram a aceleração dos fluidos em contato com as paredes ao formarem a interface, supondo que estes entrassem com a mesma velocidade (não-nula). Deste modo, embora esta

última condição seja irreal, conseguiram demonstrar que a interface flete em direção ao polímero menos viscoso, numa taxa proporcional à diferença das viscosidades, para equilibrar as pressões nas camadas.

Agassant e col. [55] resolveram o escoamento em desenvolvimento, isotérmico e bidimensional de dois fluidos do tipo Carreau entre placas planas e paralelas usando o método dos elementos finitos. Tákaacs [36] também empregou o método dos elementos finitos para estudar os casos não-isotérmicos deste mesmo problema.

Resoluções de escoamentos entre placas planas e paralelas para fluidos viscoelásticos foram feitas de forma limitada. Se o cálculo de escoamentos viscoelásticos de um único polímero em canais de geometrias simples já se constitui numa tarefa difícil, cujos métodos numéricos de resolução estão em desenvolvimento, é compreensível a falta de estudos da coextrusão de fluidos viscoelásticos.

Su e Khomami [46] estudaram a coextrusão isotérmica de dois fluidos do tipo Oldroyd-B, restringindo-se ao escoamento totalmente desenvolvido. Mavridis e Shroff [40] resolveram escoamentos não-isotérmicos e completamente desenvolvidos de N-camadas entre placas planas e paralelas usando fluidos puramente viscosos do tipo Sabia. A partir da solução do escoamento totalmente viscoso estimaram os efeitos elásticos nas interfaces entre as camadas por meio do modelo de Leonov [16]. Nordberg e Winter [56] realizaram estudo semelhante para fluidos do modelo de Wagner e fazendo uma avaliação aproximada da temperatura (desprezaram a dissipação viscosa dos polímeros).

O objetivo do trabalho de Nordberg e Winter foi medir a eficácia da alternativa usualmente empregada para resolver problemas de instabilidades interfaciais: fazer o “casamento” das viscosidades e tensões elásticas dos polímeros na interface, através de ajustes das temperaturas das camadas.

A conclusão importante obtida é que muitas vezes esta ação pode instabilizar ainda mais o sistema. Os efeitos de troca de calor nas interfaces são importantes: se inicialmente o ajuste das temperaturas diminui as diferenças das viscosidades e tensões normais na interface, mais adiante a troca de calor entre as camadas pode levar a um perfil de temperaturas tal que as diferenças reológicas entre os polímeros sejam maiores que antes do ajuste.

A geometria das “janelas” de entrada das camadas exerce um papel importante na estabilidade da coextrusão. No ponto de confluência das camadas os campos de velocidades estão se rearranjando: as porções dos fluidos individuais que estavam em contato com as paredes, portanto, com velocidade nula, passam a formar a interface entre as camadas. Este ponto constitui-se numa singularidade das tensões: o volume de fluido é subitamente acelerado. À taxa de aceleração e às diferenças relativas de tensões na interface atribui-se a origem das instabilidades interfaciais [57].

Esta influência da geometria de entrada das camadas sobre a coextrusão foi pouco abordada na literatura. Mitsoulis [58] usou a aproximação da teoria da lubrificação na simulação de escoamentos unidirecionais, newtonianos e isotérmicos para avaliar a influência da geometria no comportamento da tensão de cisalhamento nas paredes do “feedblock” no ponto de confluência das camadas, nos casos de entradas das camadas em pequenos ângulos. O critério para a escolha da melhor geometria foi a que conduzisse à variação mais suave das tensões de cisalhamento nas paredes do canal (sem descontinuidades ou saltos). Tal sistema estaria menos sensível à ocorrência das instabilidades interfaciais.

Abordando o mesmo problema, Perdikoulis e col. [57] resolveram o escoamento bidimensional de fluidos tipo lei de potências usando o método dos elementos finitos, mas, o estudo também foi restrito a pequenos ângulos de

entrada. O critério de seleção adotado para a escolha da geometria mais favorável à estabilidade da coextrusão foi o desenvolvimento suave das tensões elongacionais na interface no ponto de coextrusão. Perdikoulis e col. concluíram que o salto ou descontinuidade das tensões elongacionais é minimizado quando a curvatura da interface é mínima.

Na maioria dos estudos dos escoamentos multicamadas assume-se que o fluxo é uniforme na direção transversal, i. e. , na largura, no caso de escoamentos entre placas planas e paralelas. Apesar desta hipótese simplificar muito a análise matemática, ela tem uma implicação séria: não é possível avaliar-se os efeitos de distorção e encapsulamento das camadas [40].

A geometria do sistema tem uma grande influência na tendência de encapsulamento das camadas. A previsão teórica da distorção das interfaces requer a análise do escoamento tri-dimensional na caixa de coextrusão e fieira.

Não encontramos nenhum trabalho publicado de simulações da coextrusão em três dimensões. Este é um problema difícil, pois exige a aplicação do método dos elementos finitos acompanhado de técnicas sofisticadas de deformação da malha e são necessários sistemas computacionais pesados, pois são problemas que consomem muita memória e tempo de processamento. Além disso, ainda não há modelos adequados do mecanismo de desenvolvimento da interface no contato com as paredes do canal [7,11,34,35].

2.5 ESTUDO DO ESCOAMENTO EM FIEIRAS

As fieiras mais comumente empregadas são as do tipo T e do tipo cabide. A origem destes nomes relaciona-se com o ângulo que o canal de distribuição ("manifold") faz com a direção do canal de alimentação de polímero.

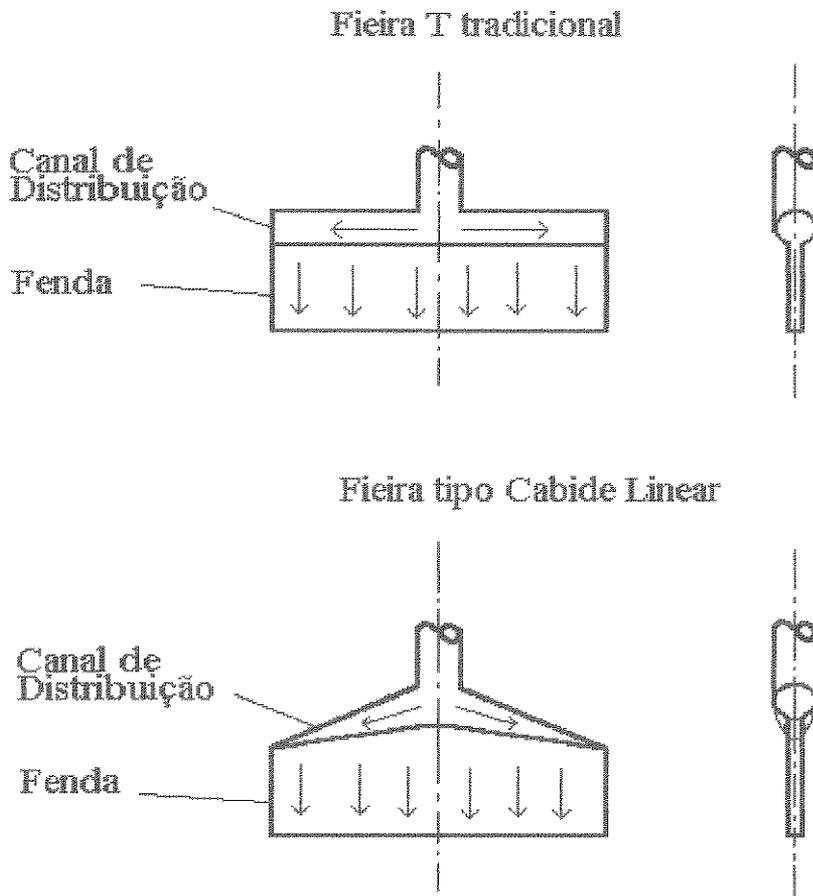


Fig. 2.5.1 Ilustração esquemática das fieiras do tipo T e do tipo cabide [59,60].

A geometria interna da fieira é complexa porque dentro dela ocorre a transição do canal de alimentação de polímero - em geral, circular ou aproximadamente circular - para os lábios de extrusão, os quais se assemelham a uma fenda retangular, estreita e larga.

Duas partículas de polímero, alimentando dois pontos arbitrários da fieira, terão histórias diferentes entre si. Isto pode resultar em vazão, viscosidade e temperatura do polímero não-uniformes ao longo dos lábios na saída da fieira, com conseqüentes prejuízos para a qualidade do filme extrudado.

O objetivo dos estudos do escoamento em feiras planas é determinar a geometria ótima do canal de distribuição e da fenda e as condições de processo, tais que a extrusão do polímero seja uniforme ao longo dos lábios, na sua saída.

Estes estudos têm sido conduzidos conforme duas abordagens distintas [60]: usando a aproximação da lubrificação, pela qual, podemos estudar os escoamentos no canal de distribuição e na fenda como fluxos unidimensionais e independentes entre si e a resolução do escoamento real tridimensional através de técnicas numéricas.

Os grandes benefícios da abordagem por meio da aproximação da lubrificação são a simplicidade da análise - os problemas tem solução analítica ou solução numérica simples - e a facilidade de se estabelecer equações explícitas da influência de cada parâmetro geométrico da feira no escoamento. Porém, para manter válidas as hipóteses da aproximação da lubrificação, desprezam-se os efeitos inerciais e gravitacionais, a geometria da feira é idealizada (p. ex., o canal de distribuição deve ter uma transição suave), não se consideram os efeitos das bordas da feira, desprezam-se os escoamentos de transição na entrada da feira e entre o canal de distribuição e a fenda e a solução é restrita ao caso em regime permanente.

O primeiro critério estabelecido para o projeto da feira ótima foi a imposição de velocidade de extrusão uniforme do polímero em toda a sua largura, supondo-se uma abertura constante dos lábios [42,51]. Para se obter soluções analíticas do problema considerou-se ainda: canal de distribuição com seção transversal circular, um único polímero escoando pela feira, problema isotérmico e os fluidos podiam ser newtonianos ou tipo lei de potências.

Os estudos mostraram que não é possível obter uma vazão uniforme na saída de uma feira T tradicional (cuja fenda tem comprimento constante) com abertura constante dos lábios [16,51]. Se o polímero é newtoniano, a geometria

ótima para o comprimento da fenda segue uma equação parabólica. Esta geometria ótima independe da viscosidade do fluido, mas depende da vazão e da velocidade de extrusão. Ou seja, se a vazão de polímero for diferente daquela de projeto, a fieira deixa de ser ótima.

Por outro lado, na fieira tipo cabide há uma geometria ótima para a qual a velocidade de extrusão é uniforme e este projeto ótimo independe da viscosidade do polímero e da vazão e velocidade de extrusão. Ou seja, ela é mais performante que a fieira T.

Matsubara [61,62] estendeu a análise para o projeto de fieiras que assegurassem simultaneamente velocidade de extrusão e distribuição do tempo de residência uniformes, com o objetivo de se controlar efetivamente o nível de degradação térmica sofrida pelo polímero. A fieira do tipo cabide pode atender a ambos os requisitos, porém, a fieira de geometria ótima tem um comprimento de fenda muito longo, que torna o seu custo de fabricação muito elevado. Em estudo posterior, Matsubara [63,64] estabeleceu novas equações de projeto de fieiras do tipo cabide, nas quais pode-se definir a dispersão da distribuição dos tempos de residência aceitável em função de um compromisso com o custo de fabricação.

As fieiras do tipo T não conseguem atender aos requisitos de uniformidade da vazão e do tempo de residência: a dispersão da distribuição do tempo de residência será sempre bem maior que nas fieiras tipo cabide. Porém, as equações estabelecidas permitem projetar a fieira T com o melhor compromisso entre ambos [61,62].

Como critérios alternativos de escolha da fieira ótima, pode-se impor as condições de uniformidade de vazão e de tensão constante nas paredes do canal de distribuição. A justificativa para buscar uma fieira que proporcione tensão de cisalhamento constante nas paredes é prevenir a existência de pontos de estagnação e de deslizamentos. Liu e col. [65] demonstram que, no caso do

cabide de seção transversal circular, este critério conduz às mesmas equações de projeto obtidas por Matsubara [63,64]. Como vantagem adicional deste modelo, pode-se calcular a geometria ótima para cabides de seção transversal não-circular e com qualquer tipo de fluido newtoniano generalizado, tais como, Carreau, Bingham, ...

Mais recentemente, a resolução do escoamento real tridimensional através de técnicas numéricas é a abordagem que tem sido extensamente aplicada ao estudo do escoamento em feiras.

Dooley [66] utilizou o método dos elementos finitos no estudo do escoamento 3D em duas feiras do tipo cabide para investigar o efeito da geometria do canal de distribuição na uniformidade da vazão de extrusão. O polímero foi representado por modelos puramente viscosos: Newtoniano, Lei de Potências, Carreau, Polinomial e Cross. Como as taxas de cisalhamento a que fica sujeito o polímero dentro da feira são altas, a pseudoplasticidade é significativa, conseqüentemente, a previsão do modelo newtoniano foi ruim. Demonstrou-se que a geometria real do canal de distribuição tem uma influência muito acentuada no escoamento.

Estudando o escoamento em feiras de líquidos pouco viscosos, p. ex., em processos de revestimentos com vernizes, tintas, ... ("coatings"), Wen e col. [59] também usaram o método dos elementos finitos para demonstrar a influência do número de Reynolds do escoamento (efeitos inerciais) na formação de vórtices na região de entrada e na deterioração da uniformidade do fluxo nos lábios. Além disso, as simulações 3D permitiram estudar os efeitos da posição do canal de alimentação - lateral ou central.

Liu e col. [60] realizaram um estudo comparativo entre as abordagens uni e tri-dimensionais com fluidos de Bingham demonstrando que a influencia da geometria é bastante acentuada sobre o escoamento na feira. Os autores

concluem que as equações analíticas unidimensionais podem ser utilizadas no projeto das linhas gerais das feiras, mas, necessariamente devem ser realizadas simulações 3D com o fim de se analisar os detalhes do escoamento, pois há certas diferenças importantes, p. ex., nos escoamentos transversais na fenda, na formação de pontos de estagnação, ...

Simulações em 3D utilizando-se o método dos elementos finitos também foram realizadas por Wang e Tsay [67] com fluidos do tipo lei de potências para determinar feiras com novos projetos dos perfis do canal de distribuição e da fenda, porém, que não são empregadas na indústria. Wang [68] realizou simulações em 3D utilizando o método dos elementos finitos no estudo de feiras para materiais elastoméricos

Até o momento, as simulações do escoamento tridimensional são restritas ao escoamento de um único polímero através da feira (sem coextrusão), casos isotérmicos e fluidos puramente viscosos.

As simulações numéricas de escoamentos de fluidos viscoelásticos apresenta dificuldades enormes: a capacidade de memória do computador deve ser muito grande, o tempo de processamento é elevado e há sérios problemas de convergência dos métodos numéricos. Técnicas de elementos finitos mistas que utilizam sub-elementos para o cálculo das tensões [69,70] permitem cálculos em números de Weissenberg altos (efeitos elásticos muito pronunciados), porém, consomem muita memória: no caso de simulações tridimensionais de uma feira, mesmo um supercomputador não teria memória suficiente para o processamento [71]. Métodos que desacoplam tensões, velocidades e pressões consomem bem menos memória, porém, são restritos aos escoamentos com baixos números de Weissenberg. Detalhes sobre estes métodos numéricos são descritos no capítulo 2.6.3.

Métodos para o cálculo aproximado de escoamentos tridimensionais de fluidos viscoelásticos em feiras, que consumissem menos memória e que fossem de processamento mais rápido, foram recentemente propostos por Matsunaga e col. [71], mas exigem sérias simplificações da geometria e restrições ao modelo reológico do fluido. Enfim, as simulações de escoamentos viscoelásticos em feiras são um problema em aberto.

O estudo dos efeitos térmicos na feira foi realizado por Arpin e col. [72] numa análise bidimensional. Este escoamento foi resolvido empregando-se o método dos volumes finitos [72,73], que assume implicitamente a aproximação da lubrificação. Puissant e col. [52] realizaram o estudo térmico do escoamento na fenda da feira por meio de uma aproximação unidimensional.

As simulações numéricas supra-citadas demonstraram que, apesar da troca térmica parede metálica-polímero ser ruim, as mudanças nas temperaturas de controle da feira afetam drasticamente o escoamento devido à abertura muito estreita dos lábios. Entretanto, os cálculos supondo-se as paredes metálicas da feira na condição adiabática forneceram resultados mais bem correlacionados com as medições experimentais que os cálculos supondo-se as paredes isotérmicas [72]. A explicação encontrada foi que o controle da temperatura da feira era ineficiente, de modo que se criava uma condição de paredes metálicas praticamente adiabáticas.

Na caixa de coextrusão, cujas dimensões do canal são grandes, os efeitos das temperaturas das paredes metálicas são muito pequenos devido à baixa condutividade térmica do polímero e à péssima troca térmica metal-polímero [42].

Não encontramos na literatura estudos do comportamento térmico da feira em escoamentos 3D que considerem a dissipação viscosa e as trocas de temperaturas com as paredes metálicas. Os estudos em 3D se limitam aos casos

isotérmicos. A dificuldade de se fazer estudos 3D não-isotérmicos reside na capacidade de memória do computador: como o campo de temperatura apresenta gradientes acentuados, necessita-se de uma malha de elementos finitos muito mais refinada (vide o capítulo 2.6.4).

Os estudos numéricos ou analíticos de escoamentos de coextrusão em feiras existem somente para a aproximação do escoamento entre placas planas e paralelas (conforme vimos no capítulo 2.4), cuja validade é restrita a região da fenda da feira, ou seja, não se avalia o escoamento principal, que é aquele no canal de distribuição.

Vlachopoulos [74] desenvolveu um cálculo bidimensional aproximado do escoamento de duas camadas numa feira usando o método dos volumes de controle. A aproximação bidimensional é feita por um corte pelo plano horizontal médio da feira, portanto, em princípio seria possível avaliar a regularidade da distribuição das camadas ao longo da sua largura. Porém, como a aproximação da lubrificação é muito grosseira para a análise de escoamentos de coextrusão, como não eram avaliados os escoamentos secundários (encapsulamento geométrico) e como não há modelos adequados para a previsão da posição da interface nas paredes da feira os resultados não apresentaram uma boa correlação com as medições experimentais.

Sornberger e col. [75] desenvolveram um análise bidimensional aproximada semelhante para o cálculo de escoamentos bicomponentes em feiras, porém, o problema foi resolvido pelo método das diferenças finitas. Pelos mesmos motivos anteriores, a correlação entre os resultados calculados e os dados experimentais foi ruim.

2.6 O MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS APLICADO À SOLUÇÃO DE ESCOAMENTOS

A filosofia básica do método dos elementos finitos consiste em aproximar a função resposta por meio de uma expansão em funções de aproximação contendo um número finito de parâmetros, as quais são definidas sobre pequenas divisões do domínio, os elementos finitos. Então, resolver o problema consiste em calcular os parâmetros das funções de aproximação que satisfazem as equações e as condições de contorno de acordo com um critério pré-estabelecido.

Esta abordagem é bem diferente do método clássico das diferenças finitas, cuja idéia fundamental é substituir as equações diferenciais por equações algébricas discretas.

A implementação numérica do método dos elementos finitos é mais trabalhosa, pois os programas são mais extensos e complexos. Se um problema pode ser resolvido pelos dois métodos, em geral, o método dos elementos finitos consome mais memória e tempo de processamento do computador [76]. Porém, possui uma vantagem única, que é a facilidade para se montar uma malha de elementos finitos nas mais complexas geometrias encontradas em escoamentos reais, as quais não podem ser discretizadas por técnicas de diferenças finitas.

No apêndice 1 fazemos uma breve apresentação dos fundamentos teóricos do método dos elementos finitos. Neste capítulo apresentamos as particularidades do método, quando aplicado ao cálculo de escoamentos. Para facilitar a redação nos referimos ao Método dos Elementos Finitos pela nomenclatura FEM, que é a abreviação corrente feita na língua inglesa ("Finite Element Method").

2.6.1 CÁLCULO DE ESCOAMENTOS VISCOSOS

O escoamento de qualquer fluido incompressível é completamente descrito pelas equações seguintes.

Equação da continuidade (conservação da massa):

$$\underline{\nabla} \cdot \underline{v} = 0 . \quad (2.6.1.1)$$

Equação do movimento (conservação da quantidade de movimento):

$$\rho \frac{D\underline{v}}{Dt} = -\underline{\nabla} p - \underline{\nabla} \cdot \underline{\underline{\tau}} + \rho \underline{g} . \quad (2.6.1.2)$$

Equação da conservação da energia:

$$\rho C_p \frac{DT}{Dt} = -\underline{\nabla} \cdot \underline{q} - \underline{\underline{\tau}} : \underline{\underline{\nabla v}} . \quad (2.6.1.3)$$

Fluidos Newtonianos generalizados são aqueles cuja equação constitutiva é definida por

$$\underline{\underline{\tau}} = -\eta(\underline{II}, T) \underline{\underline{\dot{\gamma}}} , \quad (2.6.1.4)$$

no qual \underline{II} é o segundo invariante do tensor taxa de deformação $\underline{\underline{\dot{\gamma}}}$, definido por

$$\underline{II} = \text{tr}(\underline{\underline{\dot{\gamma}}}^2) . \quad (2.6.1.5)$$

Portanto, nos fluidos Newtonianos generalizados a relação tensão-taxa de deformação é explícita. Quando a equação constitutiva é introduzida na equação da conservação da quantidade do movimento, obtém-se,

$$\rho \frac{D\underline{v}}{Dt} = -\underline{\nabla} p + \underline{\nabla} \cdot \eta \underline{\underline{\dot{\gamma}}} + \rho \underline{g} . \quad (2.6.1.6)$$

Se η for constante, então, o fluido é newtoniano e a equação acima simplifica-se para a equação de Navier-Stokes. Esta equação é do tipo elíptica nos casos de regime permanente e parabólica nos problemas de regime transiente.

Neste estudo assumimos que a condução de calor é governada pela lei de Fourier:

$$\underline{q} = -k\underline{\nabla}T . \quad (2.6.1.7)$$

Logo, num fluido Newtoniano generalizado resulta a seguinte equação de conservação da energia:

$$\rho C_p \frac{DT}{Dt} = \underline{\nabla} \cdot k\underline{\nabla}T + \frac{1}{2} \eta (\underline{\dot{\gamma}} : \underline{\dot{\gamma}}) . \quad (2.6.1.8)$$

A simples observação das equações do escoamento de fluidos Newtonianos generalizados é suficiente para se perceber que o problema foi significativamente simplificado: na sua formulação final, o campo de tensões não aparece como incógnita, portanto, o número de variáveis é consideravelmente menor. Para se resolver o problema basta determinar o campo vetorial de velocidades e o campo escalar de pressão; as tensões são pós-calculadas a partir dos campos de velocidades e de pressão obtidos.

Devido à simplicidade das equações e conseqüentemente, dos métodos numéricos de resolução, na sua imensa maioria os estudos e simulações de escoamentos são realizados representando-se o fluido por meio de modelos do tipo Newtoniano generalizado.

Na resolução das equações utiliza-se o Método dos Elementos Finitos de Galerkin na formulação tradicional velocidades-pressão, isto é, as variáveis incógnitas que são expandidas por aproximações em elementos finitos são as velocidades e a pressão. Por exemplo, no caso de um problema bidimensional, com campo de velocidades $\underline{v} = (v_x, v_y) = (u, v)$ e campo de pressões p , tem-se as seguintes expansões $\underline{\tilde{v}}$ e \tilde{p} :

$$\underline{\tilde{u}} = \sum_i N_i^u u_i , \quad \underline{\tilde{v}} = \sum_i N_i^v v_i , \quad \tilde{p} = \sum_i N_i^p p_i . \quad (2.6.1.9)$$

componentes da velocidade são praticamente todas definidas por esta equação. Portanto, o sistema está fechado e o elemento é inútil.

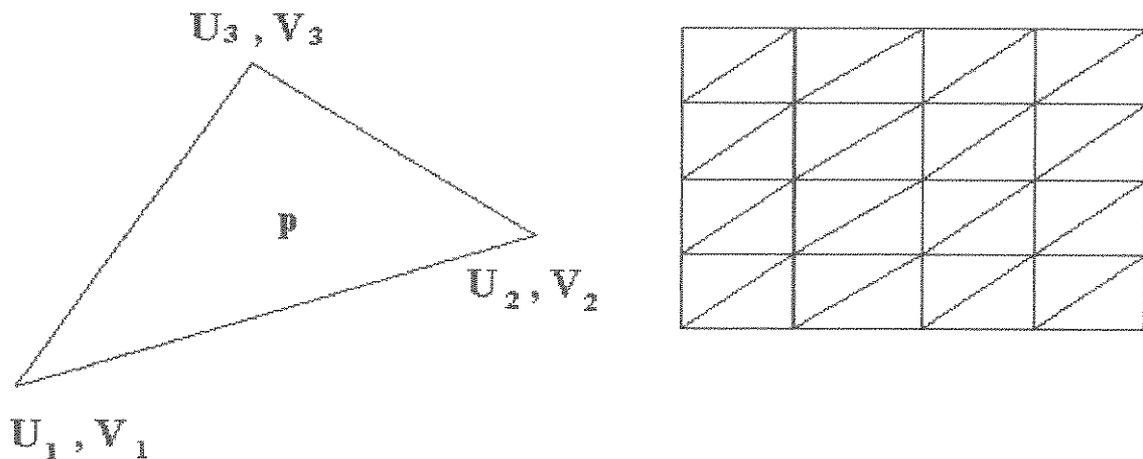


Fig. 2.6.1.1 Um elemento finito que não funciona [76].

Por meio de raciocínios como este, argumenta-se que a razão entre o número de equações discretas de conservação da quantidade de movimento e o número de equações discretas de conservação da massa deve estar em torno de 2 para ambas as equações serem satisfeitas em todo o domínio. No elemento anterior esta razão era igual a unidade (1).

O elemento retangular isoparamétrico seguinte é muito satisfatório neste aspecto. Realiza-se uma aproximação bilinear para as velocidades (P^1C^0) e pressão constante em todo o elemento (P^0C^{-1}). A razão de valores nodais velocidade/pressão é exatamente 2. Além disso, demonstra-se que o valor constante da pressão em todo o elemento Ω_j garante a conservação de massa no elemento:

$$R_j^c = \int_{\Omega_j} (\nabla \cdot \tilde{\mathbf{v}}) N_j^p d\Omega = \int_{\Omega_j} (\nabla \cdot \tilde{\mathbf{v}}) p d\Omega = p \int_{\Omega_j} (\nabla \cdot \tilde{\mathbf{v}}) d\Omega = 0 \quad (2.6.1.12)$$

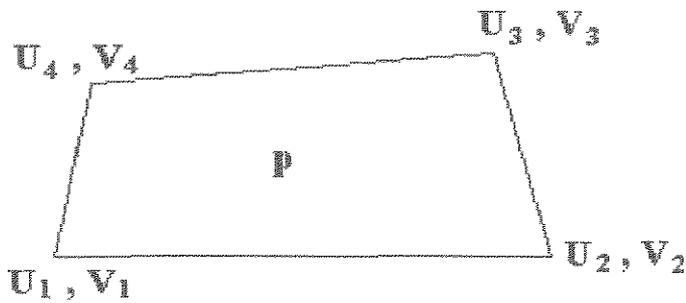


Fig. 2.6.1.2 Elemento retangular que satisfaz a condição de incompressibilidade [76].

Esta propriedade de conservação da massa é importante; em especial, porque permite o cálculo exato das linhas de corrente nas fronteiras do elemento. Como o número de variáveis é baixo, este é um elemento “barato” para o computador. Porém, infelizmente não se pode utilizá-lo extensivamente, pois, em certas condições de contorno, surgem oscilações espúrias no campo de pressão [76].

Nas simulações bidimensionais os elementos mais populares são aqueles que fazem aproximações quadráticas P^2C^0 das velocidades e aproximações lineares P^1C^0 da pressão.

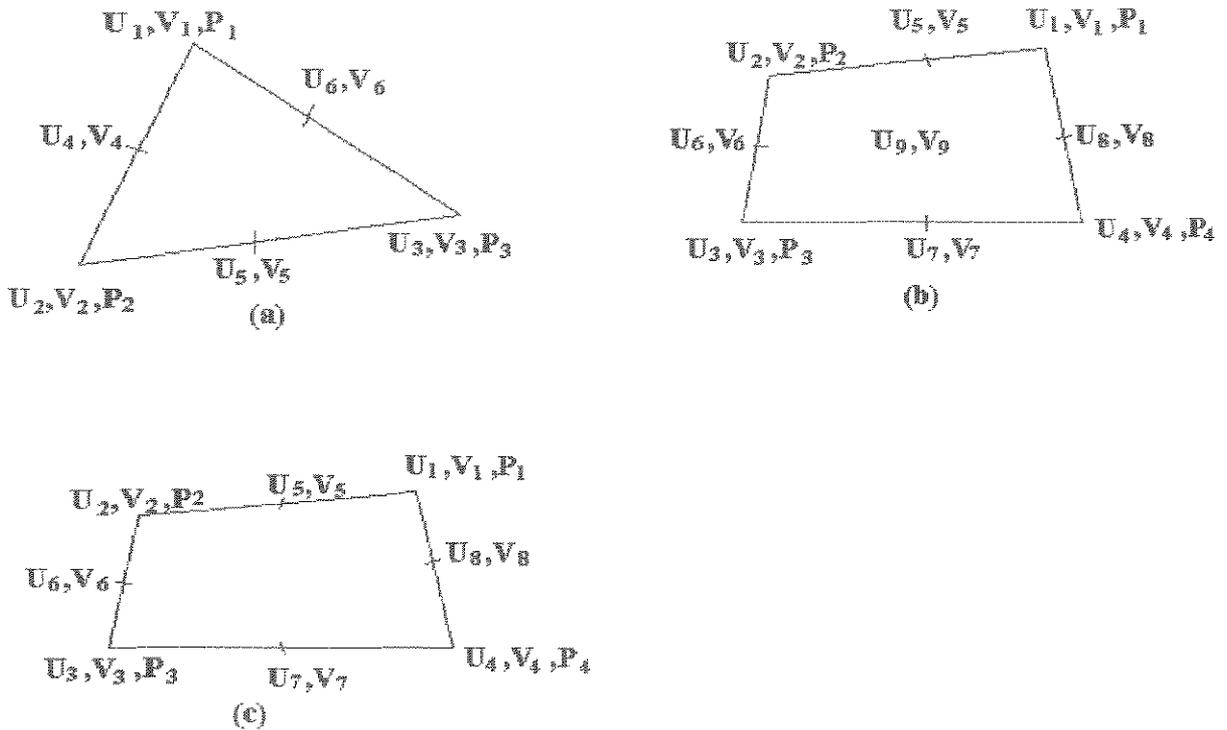


Fig. 2.6.1.3 Elementos finitos bidimensionais mais utilizados na simulação de escoamentos viscosos [76,77].

O elemento retangular com as velocidades aproximadas por funções de Lagrange (elemento b) apresenta excelente performance, em especial, consegue-se a convergência em problemas com termos convectivos importantes (termos inerciais).

O ponto fraco destes elementos é a razão muito alta entre o número de valores nodais de velocidade e de pressão. Numa malha grande esta razão é 8 nos elementos a e b e 6 para o elemento c (tipo Serendip). Nas regiões do domínio onde as velocidades sofrem drásticas variações ou próximo a singularidades a equação da continuidade pode ser mal atendida.

Um elemento interessante consiste no elemento retangular, no qual as velocidades são aproximadas por funções de Lagrange biquadráticas em 9 nós

(aproximação P^2C^0) e o campo de pressões é linear, porém, descontínuo, pois os nós são tomados nos pontos médios das arestas (aproximação P^1C^1). Neste elemento a razão de nós velocidade/pressão é $8/3$, o que fica bem mais próximo de 2; portanto, a condição de incompressibilidade do escoamento é melhor atendida. Este elemento é mais empregado no cálculo de superfícies livres, onde a conservação da massa é muito importante para se obter uma correta previsão do seu deslocamento.

Uma vez que o conjunto de equações diferenciais parciais não-lineares foi integrado sobre o domínio discretizado (em elementos finitos), obtendo-se um sistema de equações algébricas, este deve ser resolvido através de algum algoritmo iterativo, porque, em geral, o problema não é linear.

Há dois métodos clássicos para manipular as não-linearidades: os métodos de Newton-Raphson e de Picard.

Pelo Método de Picard, escreve-se:

$$[K(\{x\}_k)]\{x\}_{k+1} = \{F\} , \quad (2.6.1.13)$$

na qual $[K(\{x\}_k)]$ é a matriz dos coeficientes avaliada na iteração k , $\{x\}_k$ e $\{x\}_{k+1}$ são os vetores dos valores nodais incógnitos nas iterações k e $k+1$, respectivamente e $\{F\}$ é o vetor contendo as forças de massa e condições de contorno.

Os termos não-lineares e o vetor de forças $\{F\}$ são calculados usando-se os valores de $\{x\}_k$ obtidos no passo k prévio. Então, recalcula-se o novo vetor resposta $\{x\}_{k+1}$.

A convergência do método, começando da solução do problema linear, é baixa, assintoticamente linear, porém, converge numa faixa relativamente extensa das não-linearidades.

Pelo Método de Newton-Raphson, calcula-se:

$$\{R\} = [K(\{x\}_k)]\{x\}_k - \{F\} = 0 . \quad (2.6.1.14)$$

Fazendo-se uma expansão de Taylor de 1ª ordem em torno do ponto nominal $\{x\}$ e assumindo-se uma pequena variação $\{\Delta x\}$ da resposta entre as iterações k e $k+1$, obtém-se,

$$[J(\{x\}_k)]\{\Delta x\} = -\{R\} , \quad (2.6.1.15)$$

em que $[J]$ é a matriz Jacobiana do problema:

$$[J(\{x\}_k)] = \left. \frac{\partial \{R\}}{\partial \{x\}} \right|_{\{x\}_k} . \quad (2.6.1.16)$$

A nova solução para a iteração $k + 1$ é:

$$\{x\}_{k+1} = \{x\}_k + \{\Delta x\} . \quad (2.6.1.17)$$

A taxa de convergência é alta, assintoticamente quadrática, entretanto, o raio de convergência é relativamente pequeno.

Soluções iterativas das equações não-lineares requerem critérios de parada do ciclo iterativo. Dois critérios são utilizados:

- a mudança relativa do vetor solução deve ser menor que uma determinada tolerância ε , i. e.,

$$\left\| \frac{\{\Delta x\}_k}{\{x\}_k} \right\| \leq \varepsilon , \quad (2.6.1.18)$$

no qual $\| \cdot \|$ é a norma do vetor erro relativo;

- a norma do vetor resíduo deve ser menor que um erro absoluto ξ , i. e.,

$$\|R\| \leq \xi . \quad (2.6.1.19)$$

O erro relativo ε é escolhido na faixa de 10^{-3} a 10^{-5} . O erro absoluto ξ é normalmente escolhido em torno de 10^{-6} , conforme recomenda a literatura [17,76].

2.6.1.1 Resolução das equações do escoamento de um fluido newtoniano generalizado

No cálculo de escoamentos isotérmicos de fluidos Newtonianos generalizados a formulação dos resíduos ponderados nos elementos finitos recebe duas não-linearidades importantes:

- os termos inerciais $(-\rho \tilde{\mathbf{v}} \cdot \nabla \tilde{\mathbf{v}})$, que são expressões quadráticas da velocidade;

- a dependência não-linear da viscosidade em função da taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$. (Define-se a taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ do escoamento pela relação:

$$\dot{\gamma} = \sqrt{\frac{1}{2} \|\dot{\mathbf{v}}\|^2} \quad (2.6.1.1.1)$$

O modo mais eficiente de resolver as não-linearidades inerciais é calcular uma solução inicial para o caso de termos inerciais nulos e realizar a evolução da solução do problema, impondo-se incrementos sucessivos do número de Reynolds do escoamento (vide o capítulo 2.6.2). A cada passo, os ciclos iterativos são realizados segundo o método de Newton. Para incrementar o Re atua-se no parâmetro ρ (densidade do fluido).

A fonte de não-linearidade da viscosidade está relacionada com o índice de potências n . Fluidos cujo caráter pseudoplástico é muito leve são facilmente resolvidos pelo Método dos Elementos Finitos de Galerkin com ciclos iterativos de Newton. Não é necessário nenhum outro artifício especial para se conseguir a convergência, porém, os estudos numéricos indicam que a convergência é garantida apenas em valores de n , tais que, $n \geq 0,5$ [76].

No caso de fluidos cuja diminuição da viscosidade com a taxa de cisalhamento é mais pronunciada há dois caminhos: aplicar-se ciclos iterativos

pelo método de Picard, porém a convergência é bastante lenta ou usar uma técnica evolutiva sobre o índice de potências n e ciclos iterativos de Newton-Raphson.

Nos casos cujo índice de potências n é inferior a 0,2, pode ser necessário aplicar não apenas uma técnica evolutiva, mas também ciclos iterativos de Picard.

2.6.1.2 Condições de contorno

Na resolução de um problema de escoamento é necessária a imposição de condições de contorno que definem o comportamento dos fluidos nas regiões de entrada e saída do sistema, nas paredes, nas interfaces entre as camadas, nos planos de simetria, etc. A seguir, descrevemos como estas condições são definidas.

Regiões de entrada.

Nas regiões de entrada de cada camada impõem-se os perfis de velocidades, supondo-se os escoamentos totalmente desenvolvidos e tais que, as velocidades médias correspondam às vazões desejadas dos polímeros. Ou seja, para cada uma das k entradas de polímeros, escreve-se:

$$\underline{v} = \underline{v}_0 \quad . \quad (2.6.1.2.1)$$

Região de saída.

Na saída da caixa de coextrusão (uma única fronteira, pois, todos os polímeros saem juntos), supõe-se que o escoamento de cada camada está totalmente desenvolvido, i.e.,

$$\underline{v}_s = \underline{n} \times \underline{v} = 0 \quad , \quad (2.6.1.2.2)$$

$$e \quad \underline{f}_n = \underline{\tau} \cdot \underline{n} = 0 \quad , \quad (2.6.1.2.3)$$

em que \underline{n} é o vetor normal à fronteira.

As duas condições anteriores estabelecem a ausência de forças normais (contra o escoamento) e de escoamentos secundários (transversais ao escoamento principal).

Planos de simetria.

Se o escoamento possui alguma simetria, esta deve ser explorada, pois permite obter a solução com menos esforço (não é necessário resolver o problema em todo o domínio) e maior precisão (pode-se utilizar uma malha mais refinada). Estabelece-se a condição de simetria impondo-se valores nulos à velocidade normal e à força tangencial (tensões de cisalhamento) na fronteira:

$$\underline{v}_n = \underline{n} \cdot \underline{v} = 0 \quad , \quad (2.6.1.2.4)$$

$$\underline{f}_s = \underline{n} \times \underline{\tau} = 0 \quad . \quad (2.6.1.2.5)$$

Paredes.

Normalmente impõe-se a condição trivial de não-escorregamento nas paredes da caixa de coextrusão ou da fieira, que equivale a velocidades normais e tangenciais à fronteira nulas para cada camada, i.e.,

$$\underline{v} = 0 \quad , \quad (2.6.1.2.6)$$

ou seja,

$$\underline{v}_n = \underline{n} \cdot \underline{v} = 0 \quad , \quad (2.6.1.2.7)$$

$$\underline{v}_s = \underline{n} \times \underline{v} = 0 \quad . \quad (2.6.1.2.8)$$

2.6.2 TÉCNICAS DE EVOLUÇÃO DA RESPOSTA EM PROBLEMAS NÃO-LINEARES

Num problema não-linear a solução pode não ser única, mas pertencer a uma família de soluções. Conseqüentemente, podem haver bifurcações e pontos

limites da solução que são difíceis de se contornar. Além disso, a solução do problema não pode ser obtida por extrapolação linear de uma solução inicial.

Tipicamente, a solução de um problema é cercada por um domínio de convergência: a solução só pode ser atingida se o “chute” inicial está contido neste domínio. Em geral, o melhor modo de resolver um problema não linear é avançar em pequenos passos em direção à resposta, começando-se de uma solução conhecida, p. ex., da versão linear do problema.

No cálculo de escoamentos, uma série de fatores podem introduzir não-linearidades nas equações diferenciais parciais do problema: em casos não-isotérmicos, a condutividade ou o calor específico do material, que variam com a temperatura ou as parcelas de calor conveccionadas pelo escoamento; os termos inerciais em escoamentos em canais convergentes ou em escoamentos de Reynolds elevado; a pseudoplasticidade dos polímeros; em escoamentos de fluidos viscoelásticos, o caráter extremamente não-linear das equações constitutivas; os termos não-lineares devidos a parâmetros geométricos, p. ex., problemas com superfícies livres ou interfaces, ...

Para cada uma destas não-linearidades estão associados números característicos que refletem a intensidade da não-linearidade, p. ex., o número de Reynolds para os efeitos inerciais, o número de Weissenberg nos escoamentos viscoelásticos, o número de Peclet nos escoamentos não-isotérmicos, ...

Sempre podemos acessar a característica não-linear do problema modificando algum parâmetro S qualquer, p. ex., modificar a densidade para mudar o Re e portanto, controlar os efeitos inerciais; modificar o tempo de relaxação do polímero para controlar o caráter viscoelástico do escoamento; alterar a condutividade do polímero para controlar a condução térmica; ...

Denominam-se técnicas de evolução, os métodos de resolução de um problema não-linear a partir de uma solução inicial conhecida, evoluindo-se

passo-a-passo através do incremento de algum parâmetro S que controla o nível de não-linearidade do problema. Ou seja, partindo-se de um problema de solução conhecida, resolve-se sucessivos problemas com não-linearidades crescentes, até se atingir a solução do problema proposto. A cada novo passo a solução do problema anterior é usada como “chute” inicial.

Há vários algoritmos para se fazer a evolução do parâmetro S . Um método muito simples seria: conhecida uma solução do problema para um valor S_{inicial} , selecionar um incremento δS e resolver o problema para o novo valor $S + \delta S$. Se o sistema convergiu, faz-se uma nova iteração usando um novo incremento $1,5\delta S$, caso contrário, retorna-se e utiliza-se um incremento menor do parâmetro, p. ex., $0,5\delta S$. O procedimento continua até atingir-se o valor S_{final} , caso em que a solução convergiu ou até que o incremento δS seja muito pequeno, indicando que o problema divergiu.

O método descrito é dito de ordem zero, porque a cada passo não se avalia o diferencial da solução para calcular o novo incremento δS . Extensões imediatas deste método são aproximações de 1ª ordem, p. ex., o método de Newton, nos quais se avalia a matriz Jacobiana da solução para se calcular o incremento δS ou de 2ª ordem, como o Método de Crank-Nicholson [17,78]. Estes métodos convergem bem mais rapidamente (menor número de passos), porém, em alguns casos podem divergir.

2.6.3 CÁLCULO DE ESCOAMENTOS VISCOELÁSTICOS

A solução de escoamentos viscoelásticos apresenta grandes dificuldades adicionais, impostas pelo caráter não-linear das equações constitutivas e devido a sua formulação implícita (desconsideramos aqui modelos viscoelásticos mais

simples, de formulação explícita, tais como, os modelos de expansão de 2ª ordem do tensor $\underline{\underline{\tau}}$ [16]).

Neste trabalho nos restringimos ao tratamento de simulações numéricas de problemas cujos fluidos seguem modelos viscoelásticos diferenciais.

A maioria dos modelos viscoelásticos diferenciais com capacidade de descrever os efeitos de memória podem ser representados pela seguinte equação geral [16,77]:

$$\underline{\underline{A}}(\underline{\underline{\tau}}, \lambda(\dot{\gamma})) \cdot \underline{\underline{\tau}} + \lambda(\dot{\gamma}) \frac{\delta \underline{\underline{\tau}}}{\delta t} = \eta(\dot{\gamma}) \underline{\underline{\dot{\gamma}}}, \quad (2.6.3.1)$$

em que $\underline{\underline{A}}$ representa uma função tensorial, cuja definição depende do modelo e $\eta(\dot{\gamma})$ e $\lambda(\dot{\gamma})$ são a viscosidade e o tempo de relaxação do polímero, respectivamente.

O operador $\frac{\delta}{\delta t}$ é uma combinação linear das derivadas convectivas inferior e superior [16,77,78]:

$$\frac{\delta \underline{\underline{\tau}}}{\delta t} = a \underline{\underline{\tau}}^{(1)} + (1-a) \underline{\underline{\tau}}_{(1)}, \quad 0 \leq a \leq 1. \quad (2.6.3.2)$$

E,

$$\underline{\underline{\tau}}^{(1)} = \frac{D \underline{\underline{\tau}}}{Dt} + \left\{ \underline{\underline{\tau}} \cdot \underline{\underline{\nabla v}}^T + \underline{\underline{\nabla v}} \cdot \underline{\underline{\tau}} \right\}, \quad (2.6.3.3)$$

$$\underline{\underline{\tau}}_{(1)} = \frac{D \underline{\underline{\tau}}}{Dt} - \left\{ \underline{\underline{\tau}} \cdot \underline{\underline{\nabla v}} + \underline{\underline{\nabla v}}^T \cdot \underline{\underline{\tau}} \right\}. \quad (2.6.3.4)$$

No caso do tempo de relaxação λ ser nulo e a função $\underline{\underline{A}}$ idêntica ao tensor unitário $\underline{\underline{I}}$, o modelo viscoelástico geral se transforma no modelo Newtoniano generalizado.

Se $\underline{\underline{A}}$ é igual ao tensor unitário e λ e η são constantes, obtém-se os modelos de Maxwell do tipo convectivo superior ($a = 0$), co-rotacional ($a = 0,5$)

ou convectivo inferior ($a = 1$). Para $\lambda = \lambda(\dot{\gamma})$ e $a = 0$ obtém-se o modelo de White-Metzner.

Semelhantemente, se $\underline{\underline{A}} = \exp\left[\frac{\varepsilon\hat{\lambda}}{\mu} \text{tr}(\underline{\underline{\tau}})\right]$ e λ e η são constantes, recupera-se o modelo de Phan-Tien e Tanner. Aqui, ε é um parâmetro adimensional que controla o comportamento elongacional do polímero.

Uma apresentação mais completa dos diversos modelos viscoelásticos diferenciais encontra-se na excelente revisão de Bird e col., 1987 [16].

O carácter especial das equações constitutivas viscoelásticas levou ao desenvolvimento de diferentes métodos para resolver estes tipos de escoamentos.

2.6.3.1 Método dos Elementos Finitos de Galerkin na tradicional formulação velocidades-pressão

Nesta formulação as tensões não aparecem como variáveis primitivas do problema, logo, é necessário repartir o tensor $\underline{\underline{\tau}}$ em um componente totalmente viscoso $\underline{\underline{\tau}}_{\text{NG}}$, correspondente a um fluido newtoniano generalizado e um componente elástico $\underline{\underline{\tau}}_{\text{E}}$ de tal forma que se verifique:

$$\underline{\underline{\tau}} = \underline{\underline{\tau}}_{\text{NG}} + \underline{\underline{\tau}}_{\text{E}} . \quad (2.6.3.1.1)$$

Portanto, resolve-se o sistema puramente viscoso e a partir da cinemática obtida, calcula-se a contribuição do tensor elástico, que é introduzida no problema como uma pseudo-força de massa.

Esta abordagem é interessante, pois utiliza-se o mesmo método já desenvolvido para fluidos viscosos. Porém, este procedimento só funciona em escoamentos com carácter viscoelástico pouco acentuado, em geral, $We < 1$.

(Define-se o número de Weissenberg como

$$We = \lambda V/L , \quad (2.6.3.1.2)$$

em que λ é um tempo de relaxação característico do polímero e V e L são uma velocidade e um comprimento característicos do escoamento, respectivamente).

2.6.3.2 Formulação mista convencional

Os métodos de formulação mista são muito mais complexos do ponto de vista algébrico. Além de se fazer a expansão das velocidades e da pressão por meio de funções de aproximação sobre os elementos finitos, faz-se a expansão do tensor elástico $\underline{\underline{\tau}}_E$,

$$\underline{\underline{\tau}}_E = \sum_I N_I^T \underline{\underline{\tau}}_E^I . \quad (2.6.3.2.1)$$

Então, escreve-se uma equação extra para os resíduos da equação constitutiva,

$$R_I^E = \int_{\Omega} \left(A(\underline{\underline{\tau}}_E) \cdot \underline{\underline{\tau}}_E + \lambda(\tilde{\gamma}) \frac{\delta \underline{\underline{\tau}}_E}{\delta t} - \eta(\tilde{\gamma}) \tilde{\gamma} \right) N_I^T d\Omega = 0 . \quad (2.6.3.2.2)$$

O método se chama de formulação mista porque a equação da conservação da massa serve de restrição ao cálculo das velocidades e a equação da conservação dos momentos serve de restrição ao cálculo do campo de tensões.

Torna-se evidente que o número de incógnitas é excessivamente alto, mesmo para uma malha de tamanho moderado, pois, p.ex., num problema bidimensional há as seguintes incógnitas: σ_{xx} , σ_{yy} , τ_{xy} , v_x , v_y e p (num problema newtoniano generalizado as incógnitas são apenas: v_x , v_y e p).

Entre os elementos finitos mais usados em problemas bidimensionais está o elemento retangular de Lagrange com 9 nós, no qual se faz uma aproximação biquadrática das velocidades (9 valores nodais) e aproximações bilineares da pressão e de cada componente das tensões (4 valores nodais). Outro elemento

bastante usado é o elemento retangular Serendip com 8 nós, aproximações biquadráticas para as velocidades e aproximações bilineares para a pressão e as tensões. Em ambos os elementos todos os campos calculados tem continuidade C^0 .

Entretanto, este método também não permite acessar a solução de escoamentos viscoelásticos com We maiores que aproximadamente 1.

2.6.3.3 Formulações do Método dos Elementos Finitos com as tensões elásticas difundindo-se pelas Linhas de Corrente

Muito esforço tem sido dedicado ao desenvolvimento de métodos que permitam a solução de problemas de acentuado caráter viscoelástico, ultrapassando-se a barreira de $We \cong 1$. As maiores dificuldades da resolução devem-se ao caráter hiperbólico das equações, à presença de soluções com gradientes muito agudos e singularidades e ao complexo acoplamento entre as variáveis $\underline{\tau}$, \underline{v} e p .

Em especial, o caráter hiperbólico das equações, introduzido pelo termo convectivo $\underline{v} \cdot \underline{\nabla} \underline{\tau}_E$ (contido no termo $D\underline{\tau}_E/Dt$), é a particularidade mais difícil de se contornar, pois é conhecida a deficiência do método dos elementos finitos de manipular equações diferenciais hiperbólicas.

Para se solucionar problemas deste tipo, deve-se usar malhas muito refinadas e introduzir-se técnicas de difusividade artificial (ou “ventilação da solução” / “upwinding techniques”). Nas primeiras tentativas de modificação do método dos elementos finitos mistos introduziam-se difusividades isotrópicas. Embora se conseguisse a convergência do método, as soluções obtidas eram imprecisas porque sofriam de difusividade excessiva no sentido transversal às

linhas de corrente. Problemas com natureza hiperbólica passaram a ser resolvidos com sucesso após a introdução de técnicas de difusividade artificial agindo somente na direção das linhas de corrente.

A difusividade artificial das tensões na direção das linhas de corrente é introduzida substituindo-se as funções peso N_i^r por funções peso de Petrov-Galerkin W_i , que são definidas por [69,70]:

$$W_i = N_i^r + \bar{k} \underline{w} \cdot \underline{\nabla} N_i^r \quad , \quad (2.6.3.3.1)$$

em que,

$$\underline{w} = \underline{v} / (\underline{v} \cdot \underline{v}) \quad . \quad (2.6.3.3.2)$$

O parâmetro \bar{k} é uma difusividade artificial, que num problema bidimensional é definido por:

$$\bar{k} = (v_x^2 + v_y^2)^{1/2} / 2 \quad . \quad (2.6.3.3.3)$$

Denominamos este método de Método dos Elementos Finitos Mistos com Tensões Elásticas difundindo-se pelas Linhas de Corrente, aqui abreviado por SUPG, que é oriundo da nomenclatura corrente em língua inglesa: “Streamline Upwinding Petrov-Galerkin Formulation”.

O método SUPG é dito consistente, porque todos os termos da equação constitutiva são feitos ortogonais às mesmas funções-peso W_i . Entretanto, verifica-se que o campo de velocidades e tensões torna-se oscilatório para números de We ainda baixos ($We \cong 5$) [69].

Um método alternativo, não-consistente, usualmente abreviado por SU na língua inglesa (“Streamline Upwinding”), utiliza N_i^r como funções de ponderação da equação constitutiva, à exceção do termo puramente convectivo, para o qual utilizam-se as funções-peso W_i . Escreve-se:

$$R_i^E = \int_{\Omega} \left(\underline{A}(\underline{\tilde{\tau}}) \cdot \underline{\tilde{\tau}}_{\underline{E}} + \lambda(\underline{\tilde{\gamma}}) \frac{\delta \underline{\tilde{\tau}}_{\underline{E}}}{\delta \underline{\tau}} - \eta(\underline{\tilde{\gamma}}) \underline{\tilde{\gamma}} \right) N_i^r d\Omega + \int_{\Omega} (\underline{v} \cdot \underline{\nabla} \underline{\tilde{\tau}}_{\underline{E}}) \bar{k} \underline{w} \cdot \underline{\nabla} N_i^r d\Omega = 0 \quad . \quad (2.6.3.3.4)$$

Este método é considerado um grande avanço na simulação de escoamentos viscoelásticos, pois permite produzir soluções precisas e regulares de escoamentos de alto caráter viscoelástico, i. e., $We \cong 50$ ou maiores [69,70,77].

Nas formulações SU e SUPG os elementos finitos usados para interpolar as velocidades e pressões são os mesmos que na formulação velocidades-pressão, p. ex., os mais usados em problemas bidimensionais são os elementos retangulares de 8 ou 9 nós com aproximações biquadráticas para as velocidades e aproximações bilineares para a pressão. Entretanto, as componentes das tensões são calculadas por meio de aproximações bilineares sobre sub-elementos retangulares isoparamétricos de 4 nós, obtidos pela divisão do elemento finito em $2 \times 2(x2)$ ou 4×4 partes.

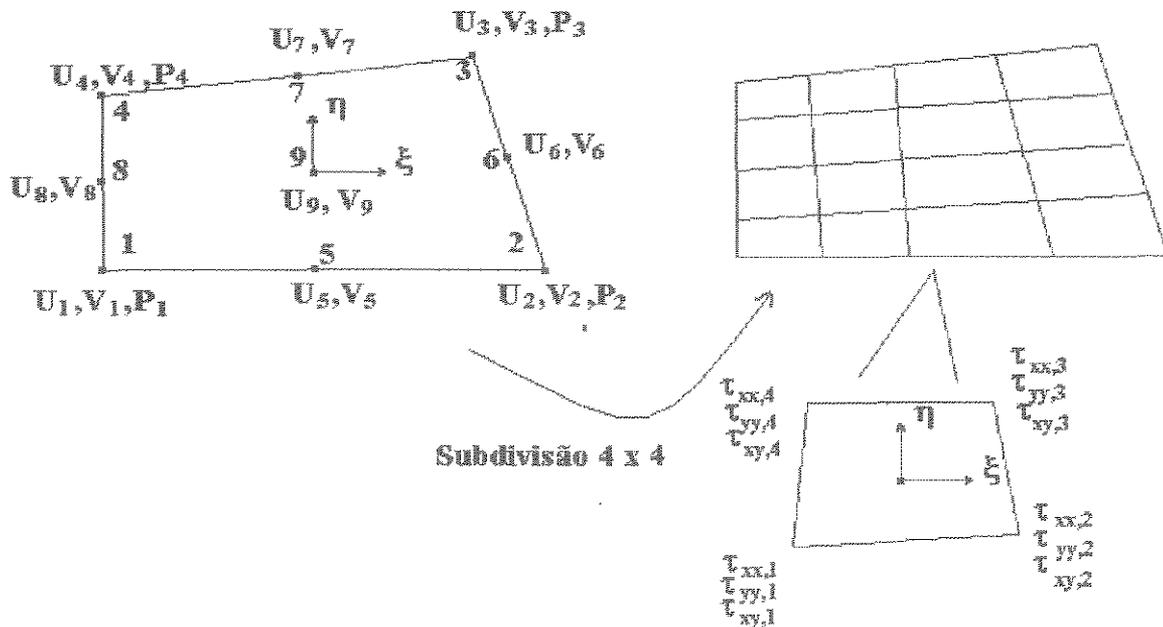


Fig. 2.6.3.1 Elemento retangular Lagrangiano com interpolações biquadrática das velocidades e bilinear da pressão. O elemento é subdividido em 4×4 sub-elementos com a interpolação bilinear das tensões [77].

2.6.3.4 Técnicas de resolução iterativa

Os problemas viscoelásticos não são resolvidos num único ciclo iterativo. O número We do escoamento é incrementado em uma seqüência de sub-problemas através de técnicas de evolução. Em geral, o passo inicial é a solução da versão viscosa do problema, i. e., $We = 0$.

Na resolução dos sistemas de equações algébricas existem duas abordagens clássicas para avaliar as não-linearidades: o cálculo acoplado, no qual todas as equações são resolvidas simultaneamente pelo algoritmo de Newton-Raphson ou o método desacoplado, cujo cálculo das tensões viscoelásticas é feito em separado do cálculo da cinemática do escoamento, usando-se o método de Picard.

Ambos os métodos - acoplado e desacoplado - demandam muito esforço do computador. Um problema bidimensional em estado estacionário requer várias horas de processamento da CPU de um “mainframe” ou de uma estação de trabalho moderna. Simulações com malhas muito refinadas ou escoamentos complexos só são viáveis se feitas em super-computadores [10].

As técnicas desacopladas geralmente necessitam de menos memória que os métodos acoplados. Quanto ao tempo de processamento, a comparação é mais difícil: um ciclo iterativo do método desacoplado é mais rápido, porém, os métodos acoplados convergem com menor número de ciclos iterativos.

2.6.3.5 Condições de contorno

Uma diferença importante no cálculo de escoamentos de fluidos viscoelásticos em relação aos escoamentos newtonianos é o estabelecimento das condições de contorno.

A natureza das condições de contorno que devem ser utilizadas está intimamente ligada às particularidades matemáticas das equações constitutivas.

Impor-se condições de contorno em fluidos newtonianos generalizados é uma tarefa fácil: especificam-se as componentes das velocidades ou das tensões nas fronteiras. Porém, no caso de fluidos viscoelásticos, o conceito de memória do fluido claramente sugere que estas condições são insuficientes em problemas que tenham uma região de entrada, pois, se o fluxo dentro do domínio é afetado pelo que aconteceu com o fluido antes de entrar nele, como especificar a sua história antecedente?

Até o momento não há nenhuma teoria que defina quais são exatamente as condições de contorno que devem ser impostas em escoamentos viscoelásticos. Na prática, abordagem convencional consiste em especificar-se uma história antecedente correspondente a um escoamento viscoso completamente desenvolvido: a partir do cálculo da cinemática do escoamento viscoso na entrada do domínio, obtém-se o tensor $\underline{\underline{\tau}}_E$.

2.6.4 ESCOAMENTOS NÃO-ISOTÉRMICOS DE FLUIDOS NEWTONIANOS GENERALIZADOS

Os problemas não-isotérmicos introduzem muitas dificuldades adicionais:

- as equações da conservação da quantidade de movimento e da conservação da energia estão acopladas pela viscosidade do material, que é função da temperatura e pelos termos de dissipação viscosa de energia;

- a equação da conservação da energia é bastante não-linear, pois as propriedades k e η do polímero variam com a temperatura, a dissipação viscosa é função quadrática da taxa de cisalhamento, há os termos de calor convecionados

pelo escoamento e podem haver condições de contorno do tipo irradiantes (funções de T^4).

A troca de calor no escoamento ocorre por condução e convecção. Somente em escoamentos cujo número de Prandtl é muito baixo, de forma que predomina a troca térmica condutiva, p. ex., nos metais fundidos, pode-se desacoplar o cálculo do campo de temperatura do cálculo do campo de velocidades. (Define-se o número de Prandtl por:

$$Pr = \eta C_p / k). \quad (2.6.4.1)$$

Quando a equação de balanço térmico é desacoplada do problema de escoamento restam apenas os termos difusivos, cuja solução não é afetada por camadas laminares térmicas. A equação tem caráter parabólico, logo, é facilmente resolvida pelo FEM tradicional, usando-se aproximações quadráticas para a temperatura.

No caso do escoamento de polímeros o acoplamento das equações é forte. A convecção de calor na direção do escoamento combinada com a condução térmica e a dissipação viscosa geram camadas laminares térmicas e gradientes muito acentuados no campo de temperatura [51], que exigem malhas muito refinadas.

Para polímeros, a escolha do tipo de interpolação deve ser feita de acordo com o número de Peclet do escoamento. (Define-se o número de Peclet por:

$$Pe = \rho C_p V L / k , \quad (2.6.4.2)$$

em que V e L são uma velocidade e um comprimento característicos do escoamento, respectivamente).

Quando o Pe é baixo, ainda pode-se usar aproximações quadráticas para as temperaturas. Porém, em valores elevados de Pe a alternativa usual consiste em utilizar aproximações lineares da temperatura em sub-elementos formados pela divisão do elemento finito em $2 \times 2(x2)$ ou 4×4 partes e se necessário, cálculo do

campo de temperaturas por meio de técnicas de difusividade artificial na direção das linhas de corrente (vide o capítulo 2.6.3).

A necessidade de refinamentos da malha e de técnicas especiais no cálculo do campo de temperatura é evidenciada pela presença de ondulações na solução, típicas de problemas dominados por termos convectivos e que indicam que a malha é muito grossa.

O alto grau de não-linearidade dos escoamentos não-isotérmicos exige também a aplicação de métodos de evolução da solução através do incremento dos parâmetros que geram a não-linearidade, p. ex.,

- em escoamentos com parcelas de dissipação viscosa muito fortes deve-se evoluir passo a passo alterando a vazão;

- escoamentos com Pe muito alto (condutividade muito baixa): evoluir incrementando a condutividade (de forma decrescente) ou a vazão.

2.6.4.1 Condições de contorno para as equações da conservação da energia

Regiões de entrada.

Impõe-se uma temperatura constante ou um perfil de temperaturas para cada fluido na entrada do domínio:

$$T = T_0 \quad (2.6.4.1.1)$$

ou pode-se especificar a densidade de fluxo de calor na entrada de cada fluido no domínio(constante ou do tipo convectivo e/ou radiante):

$$\underline{q} = \underline{q}_0 + h_c(T - T_{amb}) + \sigma \left((T + 273)^4 - (T_{amb} + 273)^4 \right) . \quad (2.6.4.1.2)$$

Região de Saída.

Prescreve-se o fluxo condutivo nulo, i. e.,

$$\underline{q} = -k \underline{\nabla} T = 0 , \quad \Rightarrow \quad \underline{\nabla} T = 0 . \quad (2.6.4.1.3)$$

Esta condição de contorno equivale a dizer que a saída é termicamente isolada para trocas térmicas por condução. Não é necessário especificar nenhuma condição de contorno na saída para as parcelas de calor convectivo.

Planos de Simetria.

Corresponde a uma condição de contorno do tipo fronteira termicamente isolada, i.e.,

$$\underline{q} = -k\underline{\nabla}T = 0, \quad \Rightarrow \quad \underline{\nabla}T = 0. \quad (2.6.4.1.4)$$

Paredes.

Pode-se impor condições de parede isotérmica, parede adiabática ou um fluxo de calor constante.

Interfaces entre camadas.

Nas interfaces entre dois fluidos impõe-se a continuidade da temperatura e do fluxo de calor, i. e.,

$$T_1 = T_2, \quad (2.6.4.1.5)$$

$$\underline{\nabla}T_1 = \underline{\nabla}T_2. \quad (2.6.4.1.6)$$

2.6.5 FRONTEIRAS MÓVEIS: SUPERFÍCIES LIVRES E INTERFACES

Superfícies livres ou interfaces são fronteiras cujas posições não são conhecidas a priori, i. e., fazem parte da solução. Exemplos: o formato de uma filamento na saída da fiação, o perfil de uma garrafa durante o processo de sopro, a localização e a forma da interface entre dois fluidos sendo coextrudados, ...

Em contraste com os problemas de fronteiras fixas, novos graus de liberdade são introduzidos, juntamente com novas equações.

2.6.5.1 Superfícies livres

Em estado estacionário são requeridas precisamente duas condições para definir a posição da superfície livre.

A tensão resultante normal à superfície \underline{f}_n deve ser nula ou igual a uma tensão externa \underline{g}_n , p. ex., no caso do sopro de garrafas, a pressão interna no molde:

$$\underline{f}_n = \underline{\tau} \cdot \underline{n} = \underline{g}_n, \quad (2.6.5.1.1)$$

em que \underline{n} é o vetor normal a superfície livre.

Esta é chamada de **condição dinâmica**.

A velocidade normal a superfície livre é nula:

$$\underline{n} \cdot \underline{v} = 0 \quad (2.6.5.1.2)$$

Esta é chamada de **condição cinemática**. Esta equação estabelece que não há fluxo de massa através da superfície livre.

Num problema em estado transiente, esta condição transforma-se em:

$$\underline{n} \cdot \left(\frac{\partial \underline{x}}{\partial t} - \underline{v} \right) = 0 \quad (2.6.5.1.3)$$

na qual \underline{x} é o vetor posição da superfície.

Portanto, esta última equação mostra que, em regime transiente, a superfície livre deve seguir o deslocamento material na direção normal, sendo o deslocamento tangencial arbitrário.

2.6.5.2 Interfaces móveis

As condições de contorno que definem uma interface são:

- continuidade das tensões agindo na interface, i. e.,

$$\underline{\tau}_1 = \underline{\tau}_2 \quad ; \quad (2.6.5.2.1)$$

- continuidade do vetor velocidade na interface, i. e.,

$$\underline{v}_1 = \underline{v}_2 \quad . \quad (2.6.5.2.2)$$

Ou seja, os valores da tensão e do vetor velocidade não são prescritos, mas, impõe-se a continuidade deles na interface.

Entretanto, as equações não garantem que não há fluxo de matéria através da interface. Deve-se acrescentar uma condição cinemática idêntica àquela imposta numa superfície livre, i. e.,

$$\underline{n} \cdot \underline{v} = 0 \quad , \quad (2.6.5.2.3)$$

em escoamentos em regime permanente e

$$\underline{n} \cdot \left(\frac{\partial \underline{x}}{\partial t} - \underline{v} \right) = 0 \quad , \quad (2.6.5.2.4)$$

em problemas transientes.

Nestas equações, \underline{v} é o vetor velocidade resultante da interface. Estas condições são comumente chamadas de condições de imiscibilidade dos fluidos.

2.6.5.3 Cálculo de uma superfície livre ou de uma interface

Como há novas equações, deve-se introduzir um novo grau de liberdade geométrico (variável do tipo escalar), que denota-se h , o qual descreve a amplitude dos deslocamentos dos nós da fronteira na direção normal a ela.

Na formulação em elementos finitos é natural associar-se a condição cinemática ao parâmetro geométrico h . Sejam N_i^h as funções de forma associadas a variável h . Então, obtém-se:

$$R_i^h = \int_{\Omega} (\underline{\tilde{v}} \cdot \underline{n}) N_i^h d\Omega = 0 \quad (2.6.5.3.1)$$

ou

$$R_i^h = \int_{\Omega} \left(\left(\frac{\partial \underline{\tilde{x}}}{\partial t} - \underline{\tilde{v}} \right) \cdot \underline{n} \right) N_i^h d\Omega = 0 \quad . \quad (2.6.5.3.2)$$

O fato de ambas as variáveis - \underline{y} e \underline{n} - serem desconhecidas torna o problema não-linear. O cálculo da posição da interface é feito iterativamente pelo método de Newton-Raphson.

Este procedimento iterativo, vinculado à satisfação das equações 2.6.5.3.1 e 2.6.5.3.2, equivale a fazer:

- o usuário do software especifica uma estimativa inicial para a posição da interface entre as camadas (ou da superfície livre);

- o problema de escoamento na sua formulação em elementos finitos é resolvido nesta malha inicial, respeitando-se as condições dinâmica e cinemática (cálculo acoplado) ou apenas a condição dinâmica (cálculo desacoplado);

- em geral, a condição cinemática da fronteira móvel não é satisfeita, conseqüentemente, realiza-se uma nova estimativa do formato da interface (ou da superfície livre) e retorna-se ao passo anterior.

A justificativa do emprego da formulação do problema de fronteiras móveis em elementos finitos, associando-se a correção do seu formato à condição cinemática (e de imiscibilidade), deve-se à constatação documentada na literatura [76] de que, dentre os critérios sugeridos na literatura, o algoritmo que converge mais rapidamente e é o mais estável, consiste na atualização da posição da fronteira móvel a partir do balanço de massa através dela [76]. Se a sua posição está errada, a vazão de polímero em cada um dos segmentos ou superfícies (problema 2D ou 3D) que a compõem não é nula, ocorrendo um erro no balanço de massa global. Atualiza-se a posição dos nós de forma que este excesso seja compensado.

No caso específico do software POLYFLOW realiza-se a correção da posição dos nós da fronteira móvel (atualizando-se o parâmetro h) com o auxílio da técnica de diretores, como explicamos resumidamente a seguir.

Uma direção de deslocamento \underline{D}_i de cada nó é escolhida a priori e a amplitude de deslocamento dos nós ao longo desta direção é o grau de liberdade geométrico h . Então, tem-se:

$$\underline{\delta x}_i = h\underline{D}_i \quad (2.6.5.3.3)$$

Denomina-se o vetor direção de deslocamento \underline{D}_i de diretor.

Os diretores são especificados pelo usuário, portanto, não são uma variável a calcular. O “default” do POLYFLOW é tomar como diretores, os vetores normais à malha inicial em cada nó da interface (ou da superfície livre). Se a deformação da malha é muito intensa, pode-se atualizar os diretores a cada passo evolutivo da resolução.

Pode-se provar que é possível satisfazer ambas as condições (cinemática e dinâmica), desde que os nós nunca se desloquem na direção paralela ao vetor normal \underline{n} da superfície [17,76]. Se isto ocorrer, a condição cinemática gera um pivô nulo na matriz algébrica do problema e o cálculo diverge.

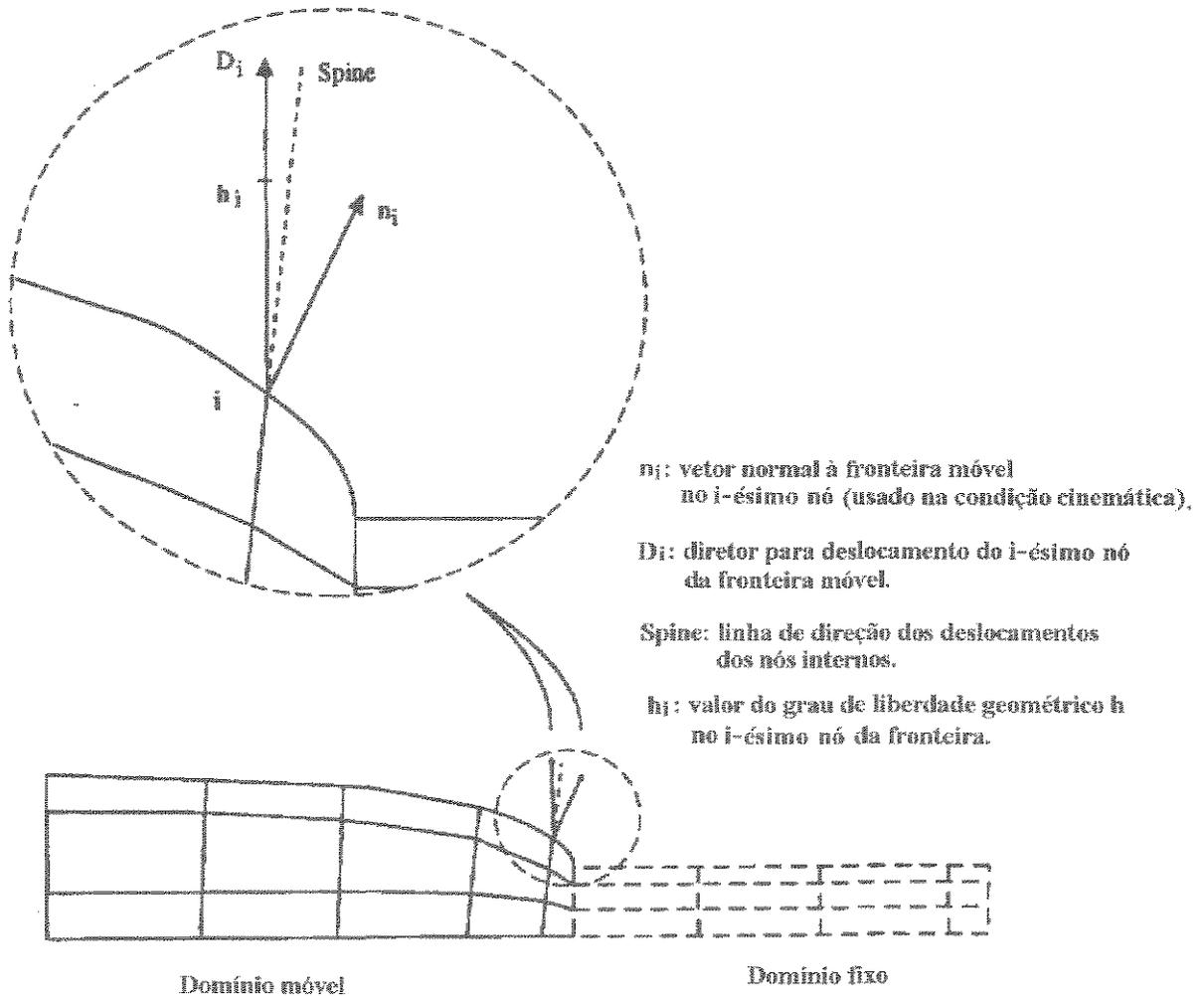


Fig. 2.6.5.3.1 Superfície livre: diretor (D_i), “spine” (ver o sub-capítulo seguinte) e vetor normal (n_i) [17].

2.6.5.3.1 Rearranjo da malha (“remeshing”)

Em problemas de fronteiras móveis, quando os nós são deslocados, também deve-se realocar os nós internos da malha, para minimizar a distorção dos elementos finitos internos da malha.

Chamamos de técnicas de rearranjo da malha (“remeshing”) aos métodos de reposicionamento dos nós internos da malha de acordo com os deslocamentos das interfaces (ou das superfícies livres).

Os deslocamentos dos nós das fronteiras móveis são governados pelas condições cinemáticas impostas nas interfaces. O deslocamento dos nós internos da malha não são prescritos, podendo ser reposicionados livremente, para minimizar as distorções da malha.

Nos próximos parágrafos, descrevemos os conceitos fundamentais da técnica de rearranjo da malha que utilizamos.

Método de “Spines”

É uma técnica restrita a problemas bidimensionais, na qual os nós internos são reposicionados com base em linhas obtidas por cortes feitos perpendicularmente à fronteira móvel.

Como estas linhas são transversais à malha, deve-se definir os pontos de começo e fim dos cortes. As extremidades dos “spines” são sempre dois nós, um localizado sobre a fronteira móvel e outro localizado na fronteira oposta, que numeramos 1 e 2 e possuem posições \underline{x}_1 e \underline{x}_2 . Então, a regra de rearranjo dos nós internos da malha é:

$$\underline{\delta x}_i = w_{1i} \underline{\delta x}_1 + w_{2i} \underline{\delta x}_2 \quad (2.6.5.3.4)$$

e

$$w_{1i} = \frac{|\underline{x}_i - \underline{x}_2|}{|\underline{x}_2 - \underline{x}_1|}, \quad (2.6.5.3.5)$$

$$w_{2i} = \frac{|\underline{x}_i - \underline{x}_1|}{|\underline{x}_2 - \underline{x}_1|}, \quad (2.6.5.3.6)$$

em que δx_i é o deslocamento do i -ésimo nó interno e w_{1i} e w_{2i} são funções de ponderação dos deslocamentos δx_1 e δx_2 sofridos pelas extremidades 1 e 2, respectivamente. O vetor distância \underline{x} é medido sobre o “Spine”.

O deslocamentos dos nós internos são calculados para cada “Spine”, independentemente dos demais, ou seja, usa-se uma técnica unidimensional para rearranjo da malha em um problema 2D.

Em função da simplicidade e da linearidade do método, esta técnica consome pouco esforço do computador.

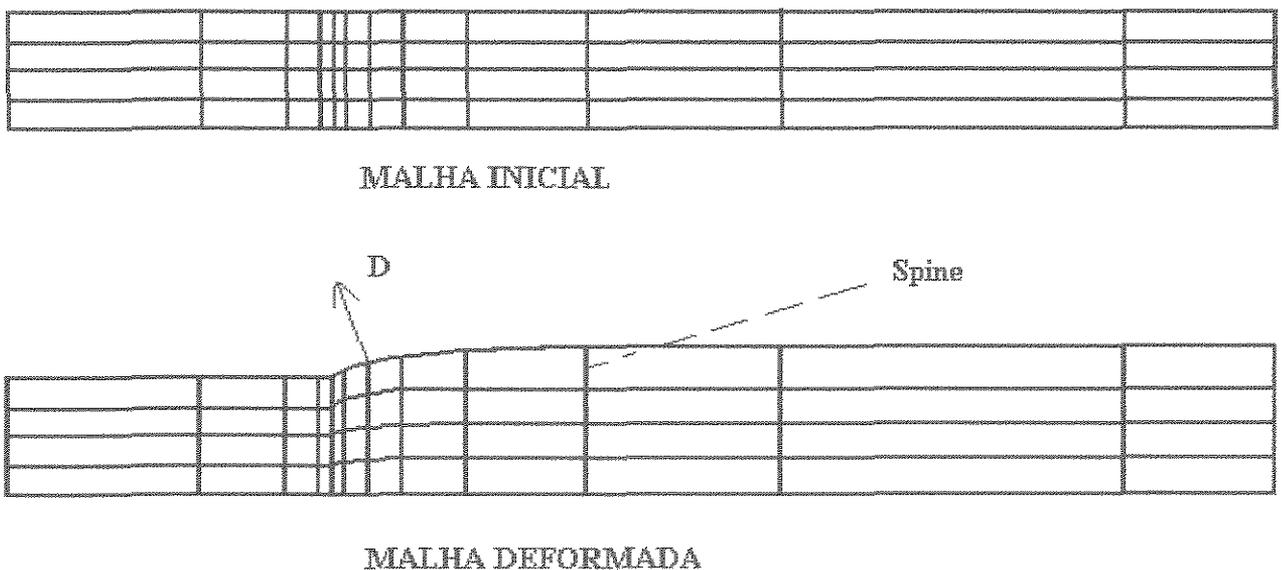


Fig. 2.6.5.3.2 Método de “Spines” para rearranjo de malhas bidimensionais[17].

3. APRESENTAÇÃO DO PROBLEMA

Realizamos a simulação numérica do escoamento em regime permanente existente na caixa de coextrusão e na feira de uma planta industrial de produção de filmes planos de Poli (Etileno Tereftalato).

Calculamos os campos de velocidade, pressão, tensão e temperatura do escoamento com os seguintes objetivos:

- determinar a influência dos parâmetros vazão, temperatura e viscosidade sobre o processo;
- analisar o efeito da geometria do “feedblock” na coextrusão;
- verificar a sensibilidade do sistema à ocorrência de instabilidades interfaciais, distorção das interfaces, ...
- verificar a uniformidade da velocidade de extrusão na saída da feira.

Formulamos o problema e as suas condições de contorno. As simulações numéricas foram realizadas com auxílio do pacote comercial de elementos finitos POLYFLOW.

Os resultados do modelo são comparados com os dados colhidos na planta industrial e com os dados de literatura.

3.1 ESCOAMENTO NA CAIXA DE COEXTRUSÃO

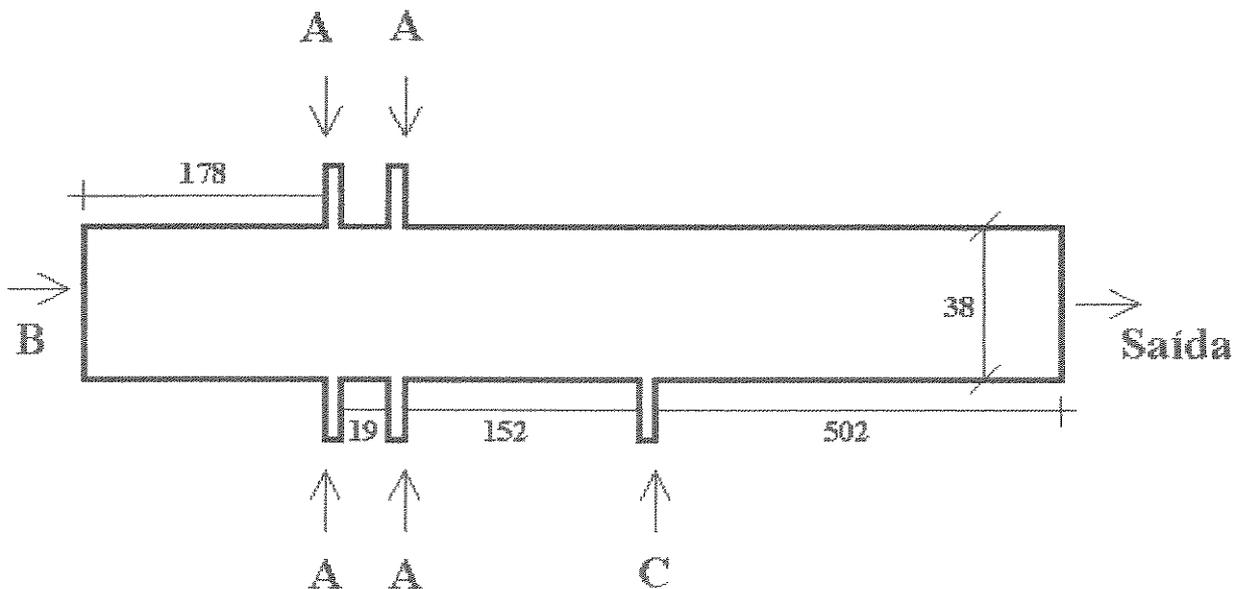
O estudo completo do escoamento real existente dentro do “feedblock” exige a resolução das equações num domínio tridimensional. Porém, resolver o problema 3D é uma tarefa difícil, pois, para representar adequadamente o desenvolvimento das interfaces são necessárias malhas de elementos finitos muito refinadas, que tornam o problema computacionalmente muito “caro”. A

capacidade de memória da estação de trabalho disponível (Sun Sparcstation 1+, 16 Mb) era insuficiente para tratar este problema.

Contornamos esta dificuldade estudando o escoamento na caixa de coextrusão a partir de uma aproximação bidimensional em uma geometria igual ao corte longitudinal no centro do “feedblock”.

3.1.1 ANÁLISE BIDIMENSIONAL

A geometria deste problema bidimensional simplificado pode ser visualizada na ilustração abaixo.



Todas as janelas de entrada têm espessura = 3,175 mm.

Medidas em mm.

Fig. 3.1.1.1 Aproximação bidimensional da caixa de coextrusão.

No canal principal escoo o polímero B. Há dois pares de janelas de entrada perpendiculares e simétricas por onde escoo o polímero A e uma janela de entrada perpendicular por onde escoo o polímero C. Deste modo, nesta caixa de coextrusão produzem-se estruturas do tipo AABAAC.

Em cada ponto de entrada das camadas laterais (A ou C) há escoamentos em desenvolvimento bastante complexos. Estas interfaces continuam a se desenvolver após todas as camadas estarem sobrepostas.

A rigor, o cálculo do escoamento numa geometria bidimensional é uma boa aproximação do escoamento real somente se os efeitos das restrições laterais (paredes) não geram gradientes de velocidade significativos na direção transversal ao escoamento. Em outras palavras, a análise bidimensional é uma simplificação apropriada se o fluxo existente é semelhante ao escoamento em fendas estreitas e largas, hipótese correntemente denominada de “slit flow” .

A hipótese de “slit flow” é boa somente se $W \gg H$ [42,51], mais particularmente $W/H > 10$ [9], em que W e H são a largura e a altura do canal, respectivamente. No “feedblock” $W/H \cong 2,3$, ou seja, a simplificação bidimensional não é rigorosamente correta. O escoamento real está influenciado pelos gradientes transversais de velocidade impostos pelas laterais do canal (ou seja, o efeito das bordas é importante).

A análise bidimensional é estritamente válida somente numa pequena região central do “feedblock”, quando há um único polímero escoando. Nos escoamentos de coextrusão a hipótese torna-se ainda mais sofrível, pois somam-se também os efeitos de distorção das camadas, que criam fluxos transversais dentro do canal.

Embora a análise bidimensional implique em algumas limitações sérias ao modelo, ela é adotada na quase totalidade dos problemas apresentados na literatura devido à grande dificuldade de se resolver o problema 3D.

Durante as simulações verificamos que o cálculo correto da interface em cada janela de entrada das camadas laterais exigia malhas muito refinadas. Se fossem calculadas todas as entradas de polímero num único problema, excedia-se a capacidade de memória da estação de trabalho disponível. Além disso, o cálculo de coextrusão em ângulos muito grandes ($> 30^\circ$) é um problema numérico de difícil convergência.

Deste modo, fomos obrigados a fazer mais simplificações no tratamento do problema bidimensional. Subdividimos a análise da seguinte forma.

Estudamos a entrada de cada camada isoladamente, i. e., como se houvesse apenas um fluxo principal e uma camada entrando lateralmente. Simulamos o problema assimétrico, correspondente à entrada da camada C e o problema simétrico, correspondente às entradas das camadas A. Restringimos ao estudo dos casos isotérmicos.

Através desta abordagem, analisamos o processo de formação (desenvolvimento) das interfaces entre as camadas.

Em seguida, estudamos a coextrusão de 4 camadas conjuntamente, considerando que entrassem todas paralelamente ao canal principal: cada duas camadas A adjacentes tornaram-se uma única camada A e a abertura da janela de entrada igual a 6,35 mm (em dobro).

Deste modo, simplificamos consideravelmente o perfil das interfaces no ponto de confluência das camadas, permitindo que se utilizassem malhas menos refinadas, liberando espaço na memória da estação de trabalho. Nesta abordagem estudamos o escoamento global ABAC, i. e., todas as quatro (4) camadas escoando conjuntamente, avaliamos a razão de espessuras entre as camadas e fazemos simulações não-isotérmicas.

Analisar separadamente o desenvolvimento das interfaces em cada ponto de entrada das camadas não é uma simplificação que diminui a representatividade do modelo, pois:

- no caso da entrada das camadas A simétricas, o fluxo global ainda não recebeu a camada C, ou seja, a simplificação corresponde ao caso real;

- no caso da entrada da camada C assimétrica, como as propriedades dos polímeros A e B são muito parecidas (vide os capítulos 4 e 5.2), a aproximação é aceitável.

Convém ressaltar que o estudo do desenvolvimento da interface no ponto de confluência é um problema numérico difícil, que foi muito pouco estudado (vide capítulo 2.4) e sempre restrito às configurações geométricas cujos ângulos de entrada são pequenos ($< 30^\circ$) [57,58]. Acreditamos que o presente estudo da entrada de camadas em ângulos grandes é um trabalho inédito na literatura.

No estudo do escoamento global, a simplificação adotada de entradas paralelas das camadas também se constitui numa boa aproximação, pois empregamos modelos reológicos newtonianos generalizados, os quais não possuem memória. Conseqüentemente, o escoamento completamente desenvolvido independe da região de entrada.

3.1.2 VAZÕES DOS POLÍMEROS NA CAIXA DE COEXTRUSÃO

Ao fazermos a aproximação bidimensional da geometria do “feedblock”, supomos que as vazões de cada camada são uniformes ao longo da dimensão desconsiderada. Isto foi feito conforme o seguinte procedimento:

Camada B.

A vazão uniforme do “feedblock” bidimensional foi calculada, mantendo-se constante o fluxo médio por unidade de área na seção transversal retangular equivalente.

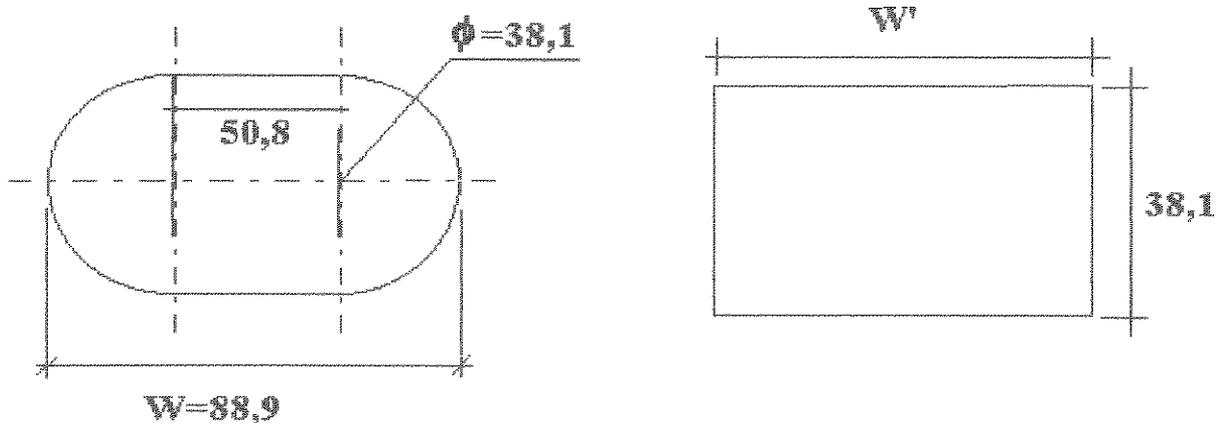
**Medidas em mm.**

Fig. 3.1.2.1 Seção do canal principal do “feedblock” e a aproximação retangular.

$$\Rightarrow W' \cong 80,7 \text{ mm.}$$

$$\Rightarrow q_B = 3,3 \cdot 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s/m.}$$

Camadas A e C.

Para se bidimensionalizar as vazões das linhas A e C, deve-se compensar o fato da largura das janelas de entrada (50,8 mm) ser menor que a largura do canal principal do “feedblock” (88,9 mm). Não podemos simplesmente dividir as vazões das camadas A e C pela largura das janelas de entrada, pois as vazões

bidimensionais seriam superestimadas. A solução encontrada foi reduzir proporcionalmente a espessura das fendas. Portanto:

$$H_{\text{BIDIMENSIONAL}} \cong 0,63 H_{\text{REAL}} . \quad (3.1.2.1)$$

Logo:

$$\Rightarrow q_A = 5,3 \cdot 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s}/\text{m}.$$

$$\Rightarrow q_C = 1,6 \cdot 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s}/\text{m}.$$

Corrigindo-se a espessura das janelas de entrada, conservamos o valor das velocidades médias de cada camada no problema bidimensional igual às velocidades reais:

$$\bar{v}_A = 13,2 \text{ cm/s}, \quad \bar{v}_B = 8,7 \text{ cm/s} \quad \text{e} \quad \bar{v}_C = 8,1 \text{ cm/s}.$$

Porém, constata-se que mudam $\dot{\gamma}$ e Δp . A alteração na magnitude destas variáveis pode ser estimada pela analogia com o escoamento de um fluido newtoniano entre duas placas planas e paralelas. Num canal de largura W e altura H (ou espessura, no caso das janelas laterais) valem:

$$\dot{\gamma} = \frac{6q}{WH^2} , \quad (3.1.2.2)$$

$$\frac{\Delta p}{\Delta x} = \frac{12\mu q}{WH^3} , \quad (3.1.2.3)$$

em que q é a vazão de fluido e μ a sua viscosidade.

Substituindo-se os valores de cada camada nas equações anteriores, temos:

- camadas A separadas: $\dot{\gamma}_{A,\text{bidimensional}} \cong 1,6\dot{\gamma}_{A,\text{real}} ,$
 $(\Delta p/\Delta x)_{A,\text{bidimensional}} \cong 2,5(\Delta p/\Delta x)_{A,\text{real}} ;$
- camadas A juntas: $\dot{\gamma}_{A,\text{bidimensional}} \cong 0,8\dot{\gamma}_{A,\text{real}} ,$
 $(\Delta p/\Delta x)_{A,\text{bidimensional}} \cong 0,6(\Delta p/\Delta x)_{A,\text{real}} ;$
- camada B:
 $\dot{\gamma}_{B,\text{bidimensional}} = \dot{\gamma}_{B,\text{real}} ,$
 $(\Delta p/\Delta x)_{B,\text{bidimensional}} = (\Delta p/\Delta x)_{B,\text{real}} ;$

$$\begin{aligned}
 \text{- camada C (ou A):} \quad \dot{\gamma}_{C, \text{bidimensional}} &\cong 1,6 \dot{\gamma}_{C, \text{real}} \quad , \\
 (\Delta p / \Delta x)_{C, \text{bidimensional}} &\cong 2,5 (\Delta p / \Delta x)_{C, \text{real}} \quad .
 \end{aligned}$$

Calculando-se os valores característicos da taxa de cisalhamento na caixa de coextrusão, obtemos:

$$\begin{aligned}
 \text{- janela de entrada da camada A:} \quad \dot{\gamma}_{A, \text{real}} \Big|_{\text{carac}} &\cong 249 \text{s}^{-1} \quad , \\
 \text{- janela de entrada da camada C:} \quad \dot{\gamma}_{C, \text{real}} \Big|_{\text{carac}} &\cong 154 \text{s}^{-1} \quad , \\
 \text{- canal central do "feedblock":} \quad \dot{\gamma}_{B, \text{real}} \Big|_{\text{carac}} &\cong 14 \text{s}^{-1} \quad .
 \end{aligned}$$

Portanto, dentro do canal principal do "feedblock" os polímeros A, B e C se comportam como fluidos newtonianos. Porém, nas janelas de entrada das camadas A e C prevalece o caráter pseudoplástico dos polímeros.

3.2 ESCOAMENTO NA FIEIRA

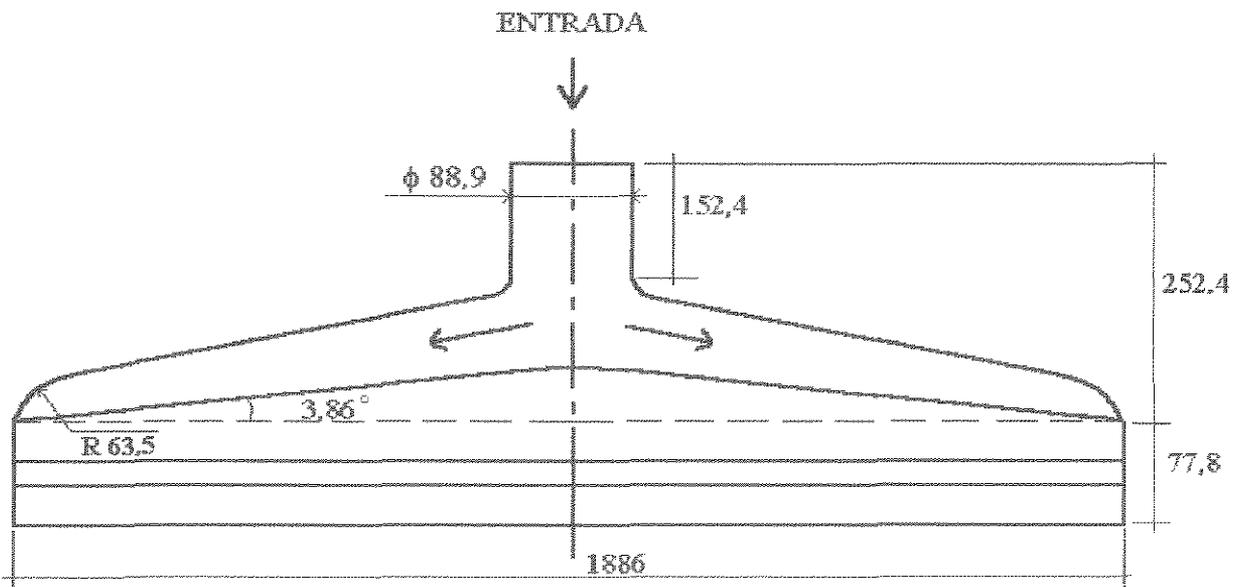
Realizamos a simulação tridimensional do escoamento na fieira, porém, limitada ao caso de um único fluido escoando em seu interior.

Análises bidimensionais do escoamento na fieira são completamente irrealistas, representando mal o processo real, pois na fieira não há apenas escoamentos longitudinais (na direção da fenda), mas há também escoamentos transversais (no canal de distribuição).

Como as camadas A e B tem propriedades semelhantes e constituem a maior parte do volume escoando, um cálculo interessante e mais realista seria simular a coextrusão de duas camadas na fieira: (A+B) e C. Porém, as simulações se restringiram ao caso de um único fluido devido à memória insuficiente da estação de trabalho para tratar um problema de coextrusão e devido à falta de

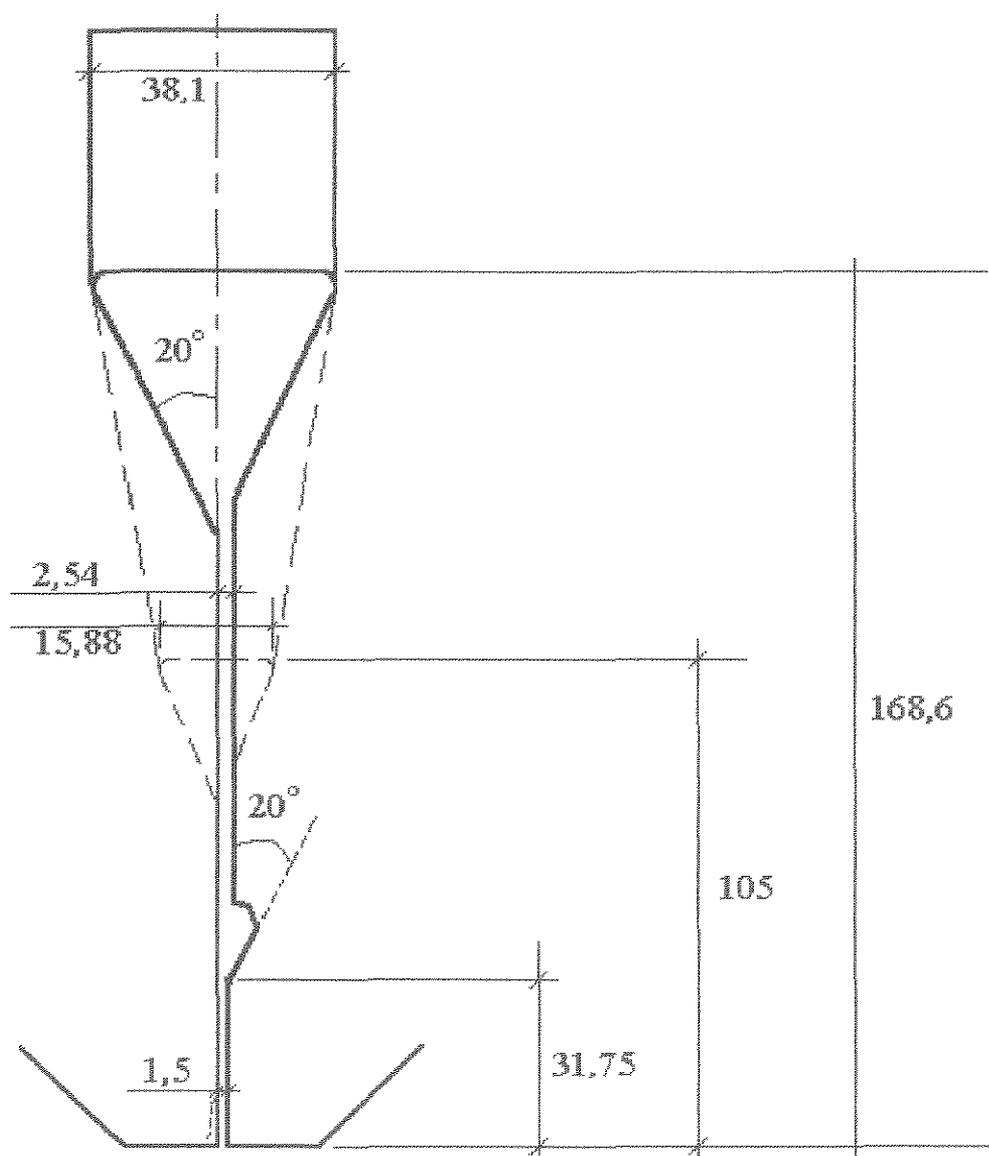
modelos para o cálculo da posição da interface entre as camadas no contato com as paredes da feira. Não recuperamos nenhum trabalho na literatura que tenha resolvido o problema de coextrusão em feiras numa geometria tridimensional.

As figuras seguintes ilustram a geometria da feira estudada. Trata-se de uma feira tipo cabide linear com alimentação central ("center fed linearly tapered coathanger die"). Podemos considerar que os escoamentos em cada lado do cabide são simétricos e portanto, estudar o escoamento do centro até uma das bordas da feira.



Medidas em mm

Fig. 3.2.1 Geometria da feira estudada: vista superior.



Medidas em mm.

Fig. 3.2.2 Geometria da feira estudada: vista lateral. A abertura dos lábios da feira pode variar entre 1,5 e 2,4 mm. Os lábios superior e inferior são paralelos para a abertura de 1,5mm.

3.2.1 VALORES CARACTERÍSTICOS DO ESCOAMENTO NA FIEIRA

Por analogia com o problema do escoamento de fluidos newtonianos entre placas paralelas, estimamos os valores característicos da velocidade média e da taxa de cisalhamento do escoamento na fenda da fieira.

$$\bar{v} = \frac{q}{WH} \quad (3.2.1.1)$$

$$\Rightarrow \bar{v} \cong 12,8 \text{ cm/s}, \quad p/H = 1,5 \text{ mm} .$$

$$\Rightarrow \bar{v} \cong 8,0 \text{ cm/s}, \quad p/H = 2,4 \text{ mm} .$$

$$\dot{\gamma} = \frac{6q}{WH^2} \quad (3.1.2.2)$$

$$\Rightarrow \dot{\gamma} \cong 514 \text{ s}^{-1}, \quad p/H = 1,5 \text{ mm} .$$

$$\Rightarrow \dot{\gamma} \cong 201 \text{ s}^{-1}, \quad p/H = 2,4 \text{ mm} .$$

Portanto, na fieira os polímeros têm comportamento pseudoplástico.

4. MATERIAIS E MÉTODOS

4.1 MATERIAIS

No sistema de coextrusão em estudo são processados três tipos de polímeros poliésteres lineares - Poli (Etileno Tereftalato) - com VI em torno de 0,6 dl/g e cujos pontos de fusão ocorrem na faixa de 250°C a 265°C. Os polímeros PET foram fornecidos pela Rhodia-Ster Filmes, Unidade do Cabo-PE.

Ao longo deste trabalho, estes são referenciados como polímeros A, B e C.

4.2 MÉTODOS

A qualidade dos resultados previstos pela simulação numérica é função da escolha de modelos constitutivos para os polímeros capazes de representar adequadamente o seu comportamento no tipo de escoamento existente e da medição precisa dos parâmetros destas equações constitutivas escolhidas.

Empregamos modelos newtonianos generalizados, conseqüentemente a caracterização reológica completa dos polímeros resumiu-se na medição de suas viscosidades e dos efeitos da temperatura nas viscosidades.

Para simularmos os efeitos inerciais e gravitacionais e problemas não-isotérmicos também foi necessário levantar os parâmetros k , C_p e ρ .

4.2.1 MEDIÇÃO DAS VISCOSIDADES DOS POLÍMEROS FUNDIDOS

Os valores das viscosidades de cisalhamento foram medidos em um reômetro capilar Instron com diâmetro capilar igual a 0,762 mm e comprimento

igual a 25,4 mm, portanto, com razão comprimento/diâmetro do capilar igual a 33,3 [79].

Antes de serem extrudadas no reômetro, as amostras foram secas em uma estufa a vácuo durante 12 horas numa temperatura de 140°C. Todas as amostras foram extrudadas a 285°C.

Foram ensaiadas 3 amostras de cada polímero e tomados os valores médios. O tempo entre o preenchimento do barril e a primeira medida foi de 7 minutos, com o fim de estabilizar a temperatura em toda a massa de polímero. O tempo de extrusão de cada barril não foi superior a 20 minutos, para evitar problemas de degradação térmica do polímero.

Foram medidos 6 pontos numa faixa de taxas de cisalhamentos de 100 s⁻¹ a 5000 s⁻¹. Esta faixa de medição cobriu suficientemente bem a região de pseudoplasticidade do poliéster, porém, não permitiu determinar com exatidão o patamar newtoniano.

Em todas as amostras foi realizada a correção de Rabinowitsch para a pseudoplasticidade dos polímeros. A correção de Bagley dos resultados não foi efetuada tendo em vista a boa relação comprimento/diâmetro do capilar.

Os pontos experimentais ($\eta, \dot{\gamma}$) medidos com o reômetro capilar para as camadas A, B e C são apresentados nas tabelas 4.2.1.1 a 4.2.1.3.

Tabela 4.2.1.1 Valores de viscosidade medidos para a camada A.

$\dot{\gamma}$ (s ⁻¹)	η (Pa.s)
130	137,0
197	130,5
402	125,9
681	118,9
1395	105,2
4382	73,9

Tabela 4.2.1.2 Valores de viscosidade medidos para a camada B.

$\dot{\gamma}$ (s ⁻¹)	η (Pa.s)
131	105,8
198	99,6
401	97,8
677	92,1
1377	84,5
4264	63,3

Tabela 4.2.1.3 Valores de viscosidade medidos para a camada C.

$\dot{\gamma}$ (s ⁻¹)	η (Pa.s)
132	250,0
200	227,1
411	209,7
699	192,1
1447	160,0
4666	96,9

4.2.1.1 Ajuste de modelos constitutivos newtonianos generalizados

Utilizamos o modelo de Bird-Carreau para expressar o comportamento reológico viscoso dos polímeros A, B e C. Este modelo constitutivo é descrito pela equação:

$$\eta(\dot{\gamma}) = \eta_0 \left(1 + (\lambda \dot{\gamma})^2 \right)^{(n-1)/2}, \quad (4.2.1.1.1)$$

em que η_0 é a viscosidade no patamar newtoniano, λ é o tempo característico do polímero relacionado ao início da região pseudoplástica e n é o índice de potências que indica a grau de pseudoplasticidade do polímero.

Esta equação tem a vantagem de exprimir corretamente a relação tensão-taxa de cisalhamento, tanto nos pontos onde o polímero é submetido a altas taxas de deformação (p.ex., nas janelas de entradas laterais do “feedblock” e na fieira), como nos pontos de baixa taxa de deformação (p. ex., no canal principal do “feedblock”).

Inicialmente tentamos ajustar os parâmetros do modelo através do método dos mínimos quadrados, mas verificamos que os valores encontrados subestimavam η_0 , justamente pela falta de pontos experimentais na região do patamar newtoniano.

Como as medições realizadas não permitiam prever o patamar com exatidão, utilizamos o seguinte procedimento aproximado para fazer o ajuste dos parâmetros do modelo.

Usamos o método dos mínimos quadrados para ajustar uma equação do tipo lei de potências aos pontos experimentais, obtendo-se o valor do índice de potências n .

Dentre os polímeros comerciais para filmes, o poliéster é o de caráter mais newtoniano: o patamar de viscosidade constante estende-se até $10\text{-}100\text{s}^{-1}$

[42,80]. Então, estimamos o valor η_0 baseados no raciocínio de que a diferença entre as viscosidades newtoniana e na taxa de 100s^{-1} é pequena. O valor da viscosidade η_0 no patamar newtoniano foi estimado igual a 10-20% superior ao valor previsto pelo modelo lei de potências em $\dot{\gamma} = 100\text{s}^{-1}$.

O valor de λ foi calculado impondo-se a condição matemática de que os valores da viscosidade previstos pelos modelos Bird-Carreau e lei de potências tendem a se igualarem na região de pseudoplasticidade. Obtém-se a relação,

$$\eta_0 \lambda^{n-1} = m, \quad \text{para } \dot{\gamma} \mapsto \infty, \quad (4.2.1.1.1)$$

no qual m é o índice de consistência da lei de potências ajustada.

Na tabela 4.2.1.1.1 apresentamos os parâmetros dos modelos ajustados para as camadas A, B e C. Na figura 4.2.1.1.1 apresentamos gráficos dos pontos experimentais medidos e dos modelos de Bird-Carreau ajustados para as camadas A, B e C.

Tabela 4.2.1.1.1 Parâmetros dos modelos de Bird-Carreau ajustados para os polímeros A, B e C.

Polímero	η_0 (Pa.s)	λ (s)	n (adim.)
A	180	0,028	0,83
B	130	0,025	0,86
C	330	0,017	0,75

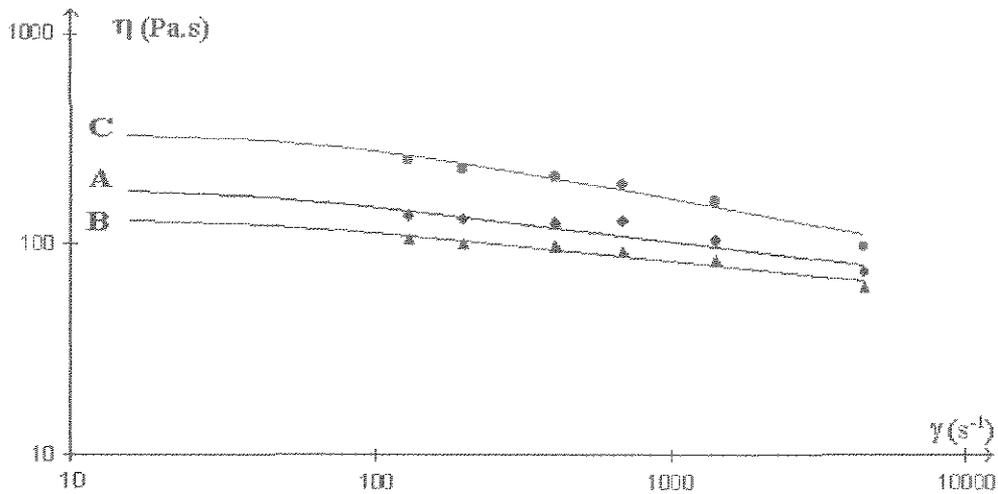


Fig. 4.2.1.1.1 Curvas características da viscosidade dos polímeros A, B e C: pontos experimentais e curvas de Bird-Carreau ajustadas.

Portanto:

- os polímeros A e B são os mais newtonianos ($n \cong 1$) e possuem propriedades semelhantes;
- o polímero C tem propriedades distintas: é mais pseudoplástico e mais viscoso.

Os valores da viscosidade medidos e os parâmetros ajustados para os modelos de Bird-Carreau das camadas guardam boa concordância com medições das propriedades do poliéster encontradas na literatura [80-82].

4.2.2 O EFEITO DA TEMPERATURA NAS VISCOSIDADES DOS POLÍMEROS

A variação da viscosidade com a temperatura é acentuada e não pode ser desprezada na análise numérica.

Há uma similaridade entre os efeitos da temperatura e da taxa de cisalhamento sobre a viscosidade, tal que, conhecida a curva $\eta(\dot{\gamma}, T_0)$ numa temperatura de referência T_0 , pode-se obter $\eta(\dot{\gamma}, T)$ para qualquer valor da temperatura T .

Seja $\tau_r(\eta_r, \dot{\gamma}_r)$ a curva de referência na temperatura T_0 , então, valem as seguintes relações:

$$\eta(\dot{\gamma}, T) = \eta_r \frac{\eta_0(T)}{\eta_0(T_0)}, \quad (4.2.2.1)$$

$$\dot{\gamma} = \dot{\gamma}_r / a_T. \quad (4.2.2.2)$$

O parâmetro a_T é chamado de fator de deslocamento horizontal da curva (porque avalia o deslocamento das curvas no eixo $\dot{\gamma}$). Para o poliéster, a sua dependência da temperatura é usualmente representada por uma equação de Arrhenius:

$$a_T = \exp\left[\frac{E}{R}\left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0}\right)\right]. \quad (4.2.2.3)$$

O parâmetro E é chamado de “energia de ativação do escoamento”.

No caso da viscosidade no patamar newtoniano η_0 não ser disponível, o procedimento sugerido por Bird [16] para avaliar a_T é usar a curva τ_r , por ser bastante insensível à temperatura. A viscosidade de referência é calculada pela relação $\eta_r = \tau_r / \dot{\gamma}_r$.

4.2.2.1 Avaliação do efeito da temperatura nas viscosidades dos polímeros

Realizamos as medições da viscosidade de uma mistura dos polímeros A e B em 3 temperaturas distintas - 270°C, 280°C e 290°C - para determinarmos o parâmetro E/R através do procedimento descrito anteriormente.

Porém, verificamos que o índice de potências variou muito com a temperatura; o polímero ficava mais newtoniano a medida que a temperatura subia. Isto determinou que a_γ fosse função de $\dot{\gamma}$, contrariando a hipótese usual. Os valores de E/R obtidos para os polímeros A e B na faixa de 100 a 5000 s^{-1} ficaram entre 5000 e 15000 K.

Examinamos os valores de E/R sugeridos na literatura para o poliéster e encontramos:

- Agassant, , 1992 [80], para o PET Rhône-Poulenc Films, 6500 K;
- Gregory, 1972 [81], para o PET em geral, 6800 K;
- White e Yamane, 1985 [82], para o PET Rhône-Poulenc, 6100 K.

Assumimos como melhor valor $E/R = 6500$ K, por ser o polímero poliéster cuja formulação é mais próxima dos polímeros A e B.

Para o polímero C, temos: $E/R = 7700$ K (dados do fabricante). Portanto, o polímero C é o mais termo-sensível.

Neste momento, vale a pena avaliar qual é a variação da viscosidade dos polímeros prevista pelo modelo de Arrhenius em variações de 5°C e 10°C da temperatura em torno da referência $T_0 = 285^\circ\text{C}$.

Tabela 4.2.2.1.1 Efeito de variações na temperatura de extrusão nas viscosidades dos polímeros.

	$\Delta T = \pm 5^{\circ}\text{C}$	$\Delta T = \pm 10^{\circ}\text{C}$
polímeros A e B	$\frac{\Delta\eta}{\eta} = 11 \%$	$\frac{\Delta\eta}{\eta} = 24 \%$
polímero C	$\frac{\Delta\eta}{\eta} = 13 \%$	$\frac{\Delta\eta}{\eta} = 28 \%$

Devido a uma limitação do Polyflow, a correção a_T pode ser efetuada apenas sobre η , mas não se corrige $\dot{\gamma}$. Ou seja, a equação constitutiva usada para o fluido foi:

$$\eta(\dot{\gamma}, T) = \eta_0 \exp\left(\frac{E}{R}\left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0}\right)\right) \left(1 + (\lambda\dot{\gamma})^2\right)^{(n-1)/2}. \quad (4.2.2.1.1)$$

Verificamos que o desvio no cálculo da viscosidade introduzido por esta simplificação é menor que 3% para variações de temperatura de $\pm 5^{\circ}\text{C}$.

4.2.3 OUTRAS PROPRIEDADES FÍSICAS DOS POLÍMEROS

Foram todas obtidas da literatura.

Condutividades térmicas dos polímeros fundidos.

Empregamos a relação proposta em Van Krevelen, 1990 [83]:

$$k(T) = k(T_g) \left(1,2 - 0,2 T/T_g\right), \quad \text{para } T > T_g, \quad T \text{ em K.} \quad (4.2.3.1)$$

Polímeros A e B [84]: $T_g = 79^{\circ}\text{C}$,

$$k(T_g) = 0,22 \text{ W/m.K.}$$

Polímero C (dados do fabricante): $T_g = 80^{\circ}\text{C}$,

$$k(T_g) = 0,21 \text{ W/mK.}$$

Densidades dos polímeros fundidos.

Polímeros A e B [83]: $\rho = 1240 \text{ kg/m}^3$.

Polímero C (dados do fabricante): $\rho = 1110 \text{ kg/m}^3$.

Calores específicos dos polímeros fundidos.

Polímeros A e B [85]:

$C_p = 1360 + 2,4 T$, $270^\circ\text{C} < T < 290^\circ\text{C}$, C_p em $\text{J/kg}^\circ\text{C}$, T em $^\circ\text{C}$.

Polímero C (dados do fabricante):

$C_p = 1500 + 2T$, $200^\circ\text{C} < T < 300^\circ\text{C}$, C_p em $\text{J/kg}^\circ\text{C}$, T em $^\circ\text{C}$.

4.2.4 MODELOS NEWTONIANOS vs. MODELOS VISCOELÁSTICOS

Estimamos os números de Weissenberg na caixa de coextrusão e na fieira, para verificar o nível do caráter viscoelástico dos escoamentos.

Na literatura [80] encontramos:

- tempo de relaxação do poliéster = $\lambda \cong 4 \text{ ms}$ (0,004 s).

Logo:

- no “feedblock”: $We = \frac{(0,004\text{s}).(0,087\text{m / s})}{(0,0381\text{m})} \cong 0,09$,

- na fieira: $We = \frac{(0,004\text{s}).(0,128\text{m / s})}{(0,0015\text{m})} \cong 0,34$.

Em ambos os escoamentos $We < 1$, portanto, podemos afirmar que os efeitos elásticos do polímero não são significativos (efeitos de memória e das tensões normais), de forma que modelos do tipo newtoniano generalizados são suficientes para assegurar uma boa representação da realidade.

4.2.5 POLYFLOW

Na resolução das equações do modelo obtido para o escoamento no “feedback” utilizamos o “software” POLYFLOW, o qual é um pacote computacional que aplica o FEM na solução de escoamentos laminares viscosos ou viscoelásticos, em uma, duas ou três dimensões, isotérmicos ou não e em regime permanente ou transiente.

O POLYFLOW é um pacote de elementos finitos para resolver problemas genéricos nas mais diversas e complexas geometrias e condições de escoamento. Portanto, presta-se ao cálculo de diversos problemas de processamento de polímeros, tais como: coextrusão, extrusão tridimensional de perfis (e extrusão inversa para o projeto de moldes), extrusão de filmes e fibras, sopro e extrusão de garrafas, processos de revestimentos (“coatings”),...

Este “software” foi escolhido porque tem implementadas algumas tarefas que são especialmente atrativas na resolução de problemas de escoamentos de polímeros, as quais descrevemos a seguir.

Permite a simulação de um grande número de modelos viscoelásticos diferenciais, tais como: Maxwell, Oldroyd-B, White-Metzner, Phan-Tien e Tanner, Giesekus-Leonov, Johnson-Segalman, ... e integrais, tais como: Doi-Edwards, KBKZ, Wagner, Oldroyd-B, ...

Todas as técnicas de resolução de problemas de escoamentos não-lineares, descritas no capítulo 2.6, estão disponíveis, p. ex.: técnicas de evolução, métodos SU e SUPG para o cálculo dos campos de temperaturas e de tensões elásticas, divisão do elemento finito em sub-elementos, ...

Dispõe de poderosas técnicas de diretores e rearranjo da malha, que permitem deformar a malha de elementos finitos inicial para calcular o formato

de fronteiras móveis (interfaces entre camadas e superfícies livres): Método de “Spines”; Método dos Planos (versão 3D do Método de “Spines”) e Transformação de Thompson e Métodos de Casca Fina (“Thin shell remeshing”), apropriados para o cálculo de problemas específicos, tais como, processos de revestimentos de substratos com tintas, sopro de garrafas, ...

Existem “softwares” comerciais específicos para o cálculo de sistemas de coextrusão [18,74]. Estes “softwares” são elaborados para resolver problemas de coextrusão em geometrias fixas e simplificadas, sempre bidimensionais e limitadas a configurações geométricas com pequenos ângulos. Os modelos reológicos restringem-se às equações do tipo newtonianas generalizadas, o número de camadas é pequeno e os tipos de condições de contorno que podem ser utilizadas é bastante limitado.

Em geral, estes pacotes não empregam o FEM, de modo que rodam em microcomputadores e são de execução mais rápida. Como são “softwares” elaborados para a simulação de um único tipo de problema, normalmente tem uma interface muito amigável, que torna simples a sua utilização para um usuário sem muita especialização no assunto.

Por outro lado, programas genéricos, tal como o POLYFLOW, exigem plataformas computacionais pesadas para serem processados. Como a formulação do problema é completamente genérica e pode-se utilizar modelos muito complexos, exige-se um usuário muito especializado para trabalhar com o “software”.

Programas mais simples são adequados, p. ex., em aplicações industriais, em que se deseja respostas rápidas para problemas específicos. Porém, não são atraentes para a realização de estudos científicos, em que se busca analisar

sistemas de coextrusão em domínios mais abrangentes e calcular-se respostas de problemas genéricos de coextrusão.

4.2.5.1 Como funciona o POLYFLOW

O POLYFLOW é um programa modular completo, i. e., constitui-se de módulos independentes cuja execução sucessiva permite a resolução e a análise completa de um problema de escoamento.

Os módulos POLYMESH e POLYMESH 3D são utilizados para a definição da geometria do problema, geração da malha de elementos finitos e definição de sub-domínios (p. ex., para cada um dos fluidos) e das fronteiras.

O módulo POLYDATA é um arquivo de dados complexo que ativa o pacote de resolução central, o POLYFLOW. No POLYDATA são definidas as condições gerais do problema (p. ex., estado permanente ou transiente, isotérmico ou não, ...), os parâmetros materiais dos fluidos, as condições de contorno e os métodos numéricos a serem usados com os respectivos parâmetros numéricos.

O POLYFLOW utiliza este arquivo de dados gerado pelo POLYDATA e o arquivo de malha do POLYMESH para montar a definição numérica do problema e resolvê-lo, armazenando os dados num arquivo de resultados.

O pós-processamento gráfico dos resultados é feito por meio dos módulos POLYPLOT e CFView-PF. O módulo POLYPLOT permite a visualização das variáveis calculadas em geometrias bidimensionais. Para se estudar as soluções de problemas 3D utiliza-se o CFView-PF. Porém, como este não estava disponível na versão universitária do POLYFLOW adquirida na época da realização da tese, estudamos as soluções numéricas de problemas

tridimensionais usando o POLYPLOT, através de cortes transversais da geometria 3D realizados por meio do software 3DCROSS.

Estes pós-processadores gráficos permitem a visualização da solução do problema de diversas formas: perfis das variáveis em cortes transversais da geometria, ao longo de linhas de corrente, ao longo das fronteiras, mapas de cores (isocurvas), ...

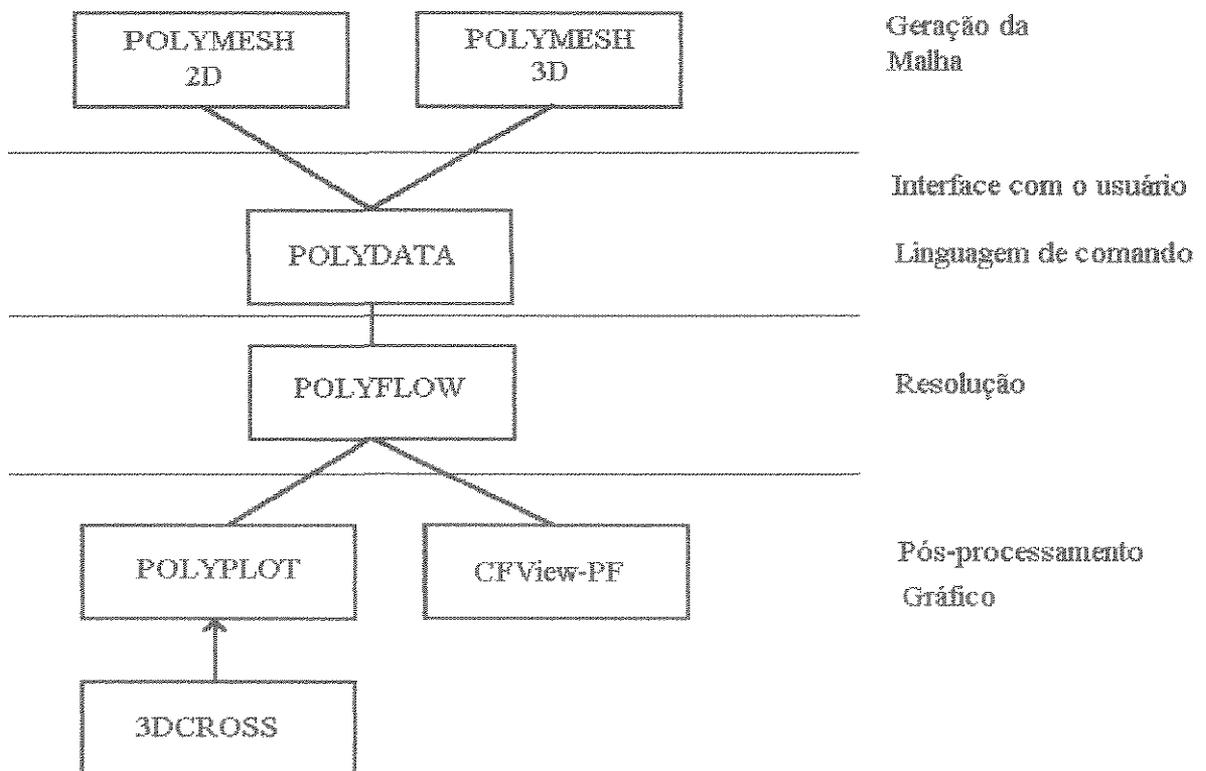


Fig. 4.2.5.1 Esquema da estrutura modular do POLYFLOW [17].

4.2.6 COLETA DE DADOS NA LINHA INDUSTRIAL: ENSAIO DE COEXTRUSÃO COM A CAMADA 'A' PRETA

Realizamos um ensaio industrial de coextrusão utilizando um polímero A de cor preta, para obtermos um contraste entre as camadas que nos permitisse medir as espessuras das camadas A, B e C no filme extrudado final.

A coloração preta das camadas A foi obtida introduzindo-se 1% de um masterbatch preto misturado ao polímero A. O masterbatch foi preparado com polímero A e 20% de pigmento de negro-de-fumo. Portanto, a concentração de pigmento preto no polímero da linha A foi de apenas 0,2%, quantidade suficiente para criar o contraste entre as camadas sem afetar a viscosidade do polímero e conseqüentemente, as características do escoamento.

Não medimos a viscosidade do polímero A preto, mas percebemos que o efeito de introdução do pigmento preto na viscosidade foi mínimo, pois as variações das pressões das linhas foram inferiores a 5% do valor nominal do processo. Ainda, esta pequena variação não foi atribuída à introdução do pigmento preto, mas deveu-se à pequena redução ocorrida no tempo de secagem do polímero do ensaio, provocada pela manobra necessária para introduzir o masterbatch.

4.2.6.1 Procedimento de medição das espessuras das camadas no filme final

O método utilizado para medir as espessuras das camadas (espessuras da ordem de micra) foi a leitura do corte transversal do filme em microscópio óptico. Os passos experimentais para se fazer uma medida são:

- corte de uma pequena amostra do filme no ponto onde se deseja medir as espessuras (aproximadamente 1,5 cm x 0,6 cm);
- imersão da amostra em resina EPON 812 (resina epóxi) num recipiente no formato de um “bloquinho” de medidas em torno de 1,6 cm x 0,7 cm x 0,7 cm;
- após a resina estar endurecida, realiza-se o corte transversal da amostra no micrótomo;
- leitura da espessura das camadas num microscópio óptico de luz transmitida com aumento de 100 vezes, através da comparação visual com uma escala graduada.

As amostras de filme não podem ser levadas diretamente ao micrótomo, porque no momento do corte o filme se deflete, deformando o corte transversal e conseqüentemente, impossibilita a leitura das espessuras das amostras no microscópio.

5. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo apresentamos os resultados das simulações numéricas. As figuras e tabelas de resultados geradas no POLYFLOW foram separadas do texto e são apresentadas ao final do capítulo. As figuras ilustrativas e as tabelas e os gráficos de síntese dos resultados obtidos são apresentados no próprio texto, com a numeração usando algarismos romanos.

5.1 SIMULAÇÕES DOS DESENVOLVIMENTOS DAS INTERFACES NA CAIXA DE COEXTRUSÃO

Simulamos diversos casos de coextrusão bicomponente com a finalidade de estudarmos os parâmetros importantes nos desenvolvimentos das interfaces nos pontos de entrada das camadas laterais.

Inicialmente simulamos o polímero B no canal principal do “feedblock” e uma entrada de polímero C em diversos ângulos - 15°, 30°, 45°, 60° e 90° - com ou sem o alargamento da seção transversal do canal principal. Esta combinação BC é a que resulta na maior diferença entre as viscosidades das camadas.

Simulamos o polímero B no canal principal e duas entradas simétricas de polímero A em ângulos iguais a 30°, 60° e 90° com ou sem alargamento da seção transversal do canal principal. Por comparação com o caso anterior, visualiza-se a influência da razão de viscosidades entre os fluidos no formato da interface e no escoamento. Também estudamos a influência da velocidade de entrada da camada lateral, dobrando-se e reduzindo-se pela metade a vazão de polímero A.

Simulamos o polímero A no canal principal e uma entrada de polímero C em ângulos iguais a 30° e 90° com ou sem alargamento da seção transversal do

canal principal. Complementam-se as observações feitas sobre os efeitos da variação da razão de viscosidades e velocidades de entrada dos polímeros no formato da interface e nas condições do escoamento.

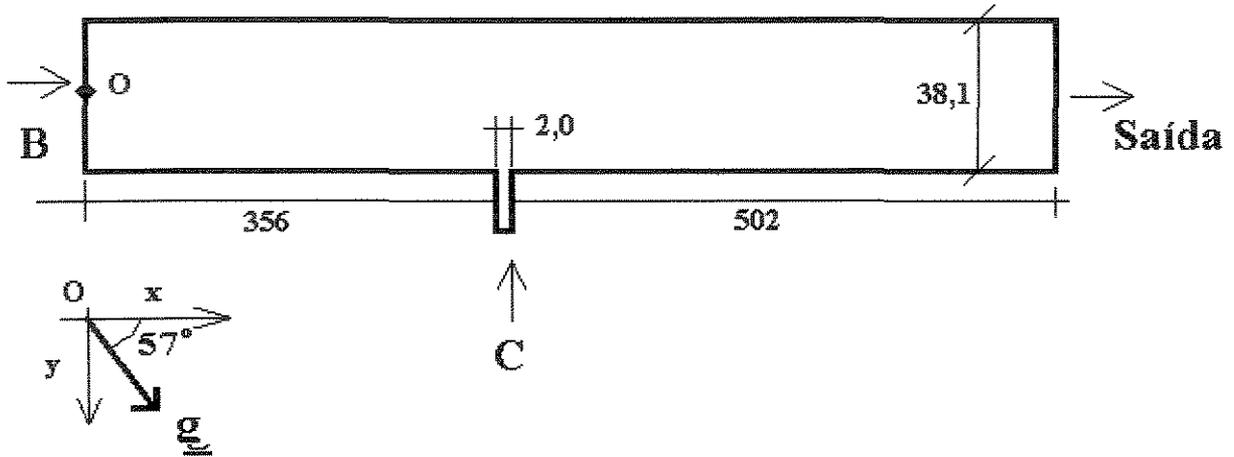
5.1.1 POLÍMERO B NO CANAL PRINCIPAL DO “FEEDBLOCK” E ENTRADA ASSIMÉTRICA DO POLÍMERO C

Simulamos o polímero B no canal principal do “feedblock” e uma entrada de polímero C em diversos ângulos - 15°, 30°, 45°, 60° e 90° - com ou sem o alargamento da seção transversal do canal principal.

Dados do problema:

- vazão da camada B = vazão dos polímeros A+B;
- viscosidade da camada B = viscosidade do polímero B;
- vazão e viscosidade da camada C = vazão e viscosidade do polímero C;
- problema isotérmico;
- efeitos inerciais e gravitacionais são considerados.

Geometria do problema.



Medidas em mm.

Fig. 5.1.1.I Geometria da coextrusão BC com entrada perpendicular da camada C e sem alargamento do canal principal do “feedblock”.

Nas configurações com entradas em ângulos mantivemos constante a largura da janela de entrada da camada C ($=2,0$ mm), conseqüentemente, no ponto de entrada no canal principal a abertura da fenda é igual a $2,0/\sin\theta$, em que θ é o ângulo de entrada da camada C medido em relação ao eixo x do canal principal do “feedblock”.

Na análise dos resultados das simulações estudamos o comportamento de algumas variáveis do escoamento (velocidades, taxas de deformação, taxa de cisalhamento) sobre uma linha de corrente da camada B localizada muito próxima à interface BC. De fato, esta linha está tão próxima à interface BC, que pode-se considerar que ela representa o comportamento do fluido B na própria interface.

Esta linha de corrente começa na seção de entrada do polímero B e se desenvolve até a seção de saída do “feedblock”. O escoamento no canal principal do “feedblock” está totalmente desenvolvido em quase toda a sua extensão, antes e após a janela de entrada da camada C, de forma que os valores das variáveis do escoamento medidos sobre a linha de corrente são constantes. Porém, na região em torno da entrada da camada C o escoamento está em desenvolvimento; os valores das variáveis calculados sobre a linha de corrente sofrem transições importantes. Analisamos o comportamento do escoamento na região de transição e discutimos os parâmetros de processo que influem no desenvolvimento da interface BC.

Os perfis das variáveis do escoamento sobre a linha de corrente passando na interface BC foram expressos em gráficos cuja abcissa é uma distância medida ao longo da linha de corrente, referida pelo nome “Space”. Nestes gráficos o valor do parâmetro sobre a linha de corrente foi calculado atribuindo-se o valor nulo à linha de corrente passando pelo ponto (0,0).

Também apresentamos os perfis das variáveis do escoamento em cortes transversais realizados na seção de saída da caixa de coextrusão. Neste caso, a abcissa é a coordenada y , ou seja, a altura do canal principal do “feedblock”, cujos valores estão no intervalo de -0,019 m a +0,019 m nos problemas sem alargamento do canal e no intervalo de -0,019 m a +(0,019 + valor do alargamento) m nos problemas com alargamento do canal.

Porém, devido a uma limitação do POLYFLOW, os resultados gráficos são apresentados com a abcissa variando de 0 m a 0,038 m nos problemas sem alargamento do canal e de 0 m a (0,038 + valor do alargamento) m nos problemas com alargamento. Para a interpretação destes gráficos, deve-se considerar que a

abscissa 0 m corresponde à abscissa real igual a -0,019 m e a outra extremidade do canal corresponde à abscissa de valor igual a 0,038 m ou (0,038 + alargamento)m.

As unidades de todas as variáveis estão no Sistema Internacional (MKS).

“Custo computacional”.

Na resolução dos problemas sem alargamento utilizamos malhas contendo cerca de 700 nós, totalizando aproximadamente 4500 variáveis ativas e 1300 variáveis estáticas. O tempo de processamento total de um problema estava em torno de 1h e 30 min a 2 hs.

Na resolução dos problemas com alargamento utilizamos malhas menos refinadas, pois as soluções apresentavam gradientes menos acentuados. As malhas continham cerca de 300 nós, totalizando aproximadamente 1900 variáveis ativas e cerca de 600 variáveis estáticas. O tempo de processamento de um caso estava em torno de 40 min.

5.1.1.1 Entrada perpendicular da camada C e sem alargamento do canal principal

Os resultados das simulações estão apresentados nas figuras 5.1.1.1.1 a 5.1.1.1.15.

Discussão.

i. No ponto de entrada da camada C há uma região de refluxo (v_x negativa). Isto ocorre porque numa entrada a 90° não há um sentido preferencial de escoamento para o polímero que está entrando. Vide as figuras 5.1.1.1.6 a 5.1.1.1.8.

Este refluxo é extremamente indesejável, pois, favorece a deformação da estrutura em camadas, a perturbação do formato da interface em transientes do processo (variações de pressão e viscosidade) e a ocorrência de instabilidades interfaciais.

ii. Na região de confluência das camadas as velocidades v_x e v_y sofrem variações súbitas. A aceleração da interface nesta região (e de toda a massa fluida) deve-se tanto à aceleração tangencial do escoamento, causada pelo aumento da vazão de polímero por unidade de área, como à mudança de direção do escoamento. Para separar os dois efeitos de aceleração se deveria calcular o vetor velocidade tangente à linha de corrente, expurgando a influência da mudança de direção da linha de corrente, entretanto, o POLYFLOW é incapaz de fazer esse cálculo. Vide as figuras 5.1.1.1.10 e 5.1.1.1.11.

A taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ é definida a partir do segundo invariante do tensor taxa de deformação $\underline{\dot{\gamma}}$, portanto, é um parâmetro que independe do referencial e pode ser convenientemente usado para analisar a região de desenvolvimento do escoamento.

Além disso, $\dot{\gamma}$ é um valor que envolve um cálculo da resultante das três componentes d_{11} , d_{12} e d_{22} do tensor taxa de deformação $\underline{\dot{\gamma}}$. A partir da equação 2.6.1.1.1 obtém-se:

$$\dot{\gamma} = \sqrt{1/2(d_{11}^2 + d_{22}^2 + 2d_{12}^2)} . \quad (5.1.1.1.1)$$

iii. A súbita aceleração dos fluidos no momento da coextrusão pode ser percebida nas curvas das velocidades v_x e v_y , porém, pode-se mensurá-la mais

facilmente avaliando-se os picos nas curvas das componentes d_{11} e d_{22} do tensor taxa de deformação $\underline{\dot{\gamma}}$. Vide as figuras 5.1.1.1.10 a 5.1.1.1.15.

No gráfico da taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ (e d_{12}) também aparece um pico muito forte, indicando que há uma súbita perturbação da tensão de cisalhamento na interface no ponto de coextrusão. Vide as figuras 5.1.1.1.14 e 5.1.1.1.15.

O picos observados nas curvas de d_{11} e d_{22} são extremamente indesejáveis à coextrusão, pois, as moléculas do fluido na interface são submetidas a taxas de deformações muito altas, que podem gerar instabilidades interfaciais, de acordo com o trabalho de Perdikoulis e col. [57]. Minimizar os picos da taxa de cisalhamento e das taxas de deformações elongacionais no momento da confluência das camadas é muito importante para se obter uma coextrusão suave [57,58].

Na análise das curvas das taxas de deformações deve-se desconsiderar o um primeiro pico muito pequeno, pois se origina das imprecisões do cálculo da linha de corrente, a qual está ligeiramente distorcida imediatamente antes do ponto de confluência das camadas. Vide a figura. 5.1.1.1.9.

iv. A camada C tem uma espessura muito superior àquela calculada pela razão de vazões entre as camadas (A+B) e C, demonstrando a influência significativa da razão de viscosidades sobre o escoamento.

$$\text{Relação de vazões} = \frac{q_{A+B}}{q_C} \cong 30,2 \quad . \quad (5.1.1.1.2)$$

$$\text{Relação de espessuras das camadas} = \frac{e_{A+B}}{e_C} \cong 5,4 \quad . \quad (5.1.1.1.3)$$

Em conseqüência, o tempo de residência do polímero C no “feedblock” será maior que o tempo de residência da camada B. O polímero C estará mais sujeito à degradação térmica [86].

$$\text{Razão dos tempos médios de residência} = \frac{\bar{\tau}_C}{\tau_{A+B}} \cong 5,6 . \quad (5.1.1.1.4)$$

v. O fato do espaço ocupado pela camada C dentro da caixa de coextrusão ser muito maior que o calculado pela proporção de vazão é extremamente indesejável para a uniformidade de sua espessura no filme final.

Um processo industrial está constantemente sujeito a flutuações da pressão de extrusão e das temperaturas e viscosidades dos polímeros. Como os equipamentos industriais (caixa de coextrusão e fieira) são muito grandes, estas flutuações ocorrem de maneira não-homogênea ao longo da largura. Conseqüentemente, estabelecem-se localmente diferenças de pressão e de viscosidade.

Como a espessura da camada C é a mais influenciada pela viscosidade, as irregularidades locais da espessura ao longo da largura do “feedblock” e da fieira serão altas. Quando os polímeros são extrudados (para o exterior) as camadas passam a ocupar uma fração do filme equivalente à proporção de vazão no fluxo total; a camada C sofrerá uma drástica compressão porque reduzirá a sua contribuição no volume total escoando de 15,6% (100/6,4) para 3,2% (100/31,2). As irregularidades da espessura da camada C ao longo da largura do filme serão multiplicadas e devido a sua vazão ser muito inferior às demais (muito fina), estes defeitos serão proporcionalmente muito mais importantes que nas camadas de maior vazão (A e B) [35].

vi. Verificamos que é extremamente difícil obter a convergência da solução: devido ao retorno da interface contra o fluxo, a deformação da malha é muito complexa; a solução converge somente se a malha inicial introduzida está próxima da malha final calculada.

5.1.1.2 Entradas a 60°, 45°, 30° e 15° sem alargamento da seção transversal do canal principal

Os resultados das simulações estão apresentados nas figuras 5.1.1.2.1 a 5.1.1.2.20.

Discussão.

i. Mesmo quando a entrada da camada C não ocorre perpendicularmente ao canal principal, continua a haver a formação de uma região de refluxo, se o ângulo de entrada é muito grande, especificamente, se este é $\geq 45^\circ$. Nos casos com ângulos de entrada menores - 30° e 15° - não há a formação de pontos de refluxo. Vide as figuras 5.1.1.2.5 a 5.1.1.2.8.

ii. A partir das curvas de $\dot{\gamma}$ não é possível se afirmar que a coextrusão em ângulos de entrada menores que 90° é mais suave que no caso da entrada perpendicular, pois os picos de aceleração nas curvas de $\dot{\gamma}$ permanecem altos em todos os ângulos entre 15° e 90° . Vide as figuras 5.1.1.2.13 a 5.1.1.2.16.

De fato, este pico tende a crescer à medida que o ângulo diminui, porque no momento da confluência, quanto menor o ângulo de entrada da camada C, maior é a velocidade de entrada do polímero C na direção do escoamento (v_x) e portanto, o aumento da vazão por unidade de área que ocorre no início do desenvolvimento da interface é maior.

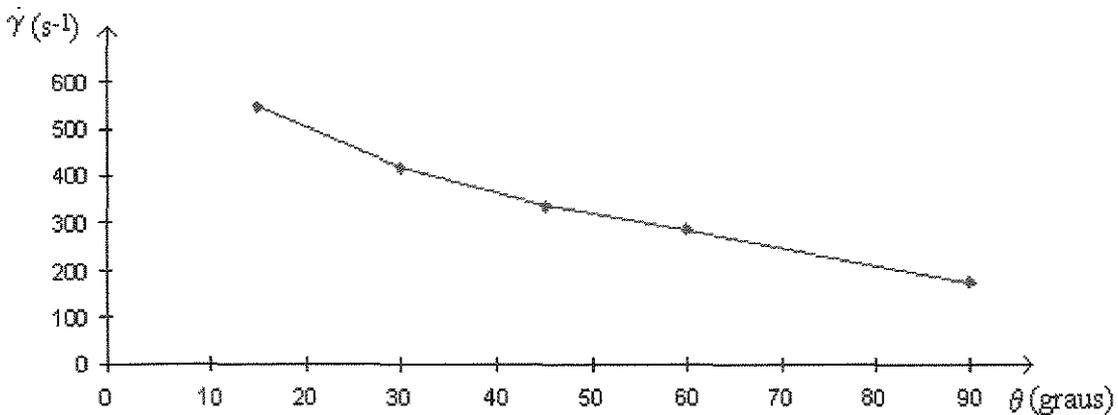


Fig. 5.1.1.2.I Coextrusão BC sem alargamento do canal: valor máximo da taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ em função do ângulo de entrada da camada C.

iii. Porém, percebe-se uma diferença importante nas curvas da taxa de deformação elongacional d_{11} . Para as entradas a 90° , 60° e 45° , o pico principal é negativo, indicando que há uma forte desaceleração do fluido; por outro lado, no caso da entrada a 15° o pico é positivo, indicando que a interface é fortemente acelerada na direção de escoamento. No caso da entrada a 30° há dois picos importantes, um primeiro pico positivo e um segundo negativo, ambos de mesma amplitude, demonstrando um comportamento intermediário. Vide as figuras 5.1.1.2.17 a 5.1.1.2.20.

Em outras palavras, nos casos de entradas a 90° , 60° e 45° a interface sofre uma forte compressão. No caso a 15° a interface é estendida. Correlacionando-se com os estudos sobre instabilidades interfaciais (vide o capítulo 2.3), em que demonstra-se o efeito estabilizante dos fluxos extensionais e a influência bastante desestabilizadora dos escoamentos compressivos, pode-se afirmar que ângulos de entrada pequenos favorecem a estabilidade da coextrusão e o desenvolvimento suave da interface.

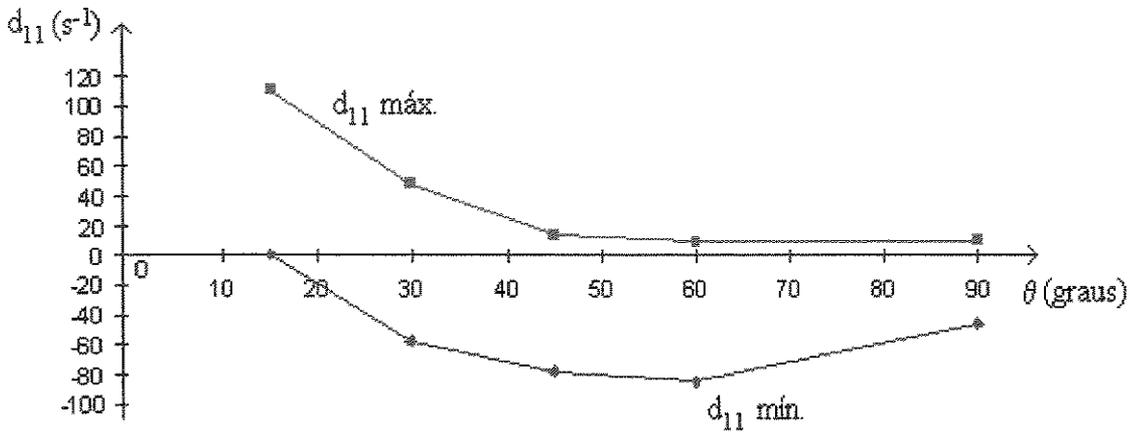


Fig. 5.1.1.2.II Coextrusão BC sem alargamento do canal: valores máximos e mínimos da taxa de deformação elongacional d_{11} em função do ângulo de entrada da camada C.

iv. O fato do pico na taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ aumentar com a diminuição do ângulo de entrada é menos preocupante no aspecto da estabilidade da interface, porque os estudos demonstram que a viscosidade do polímero (depende de $\dot{\gamma}$) é um parâmetro menos importante que a taxa de deformação elongacional. Além disso, o nível das tensões de cisalhamento não influi na estabilidade da interface (vide o capítulo 2.3).

Entretanto, é claro que se houver outros meios de modificar a geometria do canal para se diminuir estes picos em $\dot{\gamma}$, favorece-se a suavidade da coextrusão. É exatamente isto que fazemos a seguir.

5.1.1.3 Entradas da camada C em ângulos iguais a 30°, 60° e 90° e com alargamento da seção transversal do canal principal do “feedblock”

Com o objetivo de tornar o desenvolvimento da interface mais suave, modificamos a geometria da caixa de coextrusão, alargando o canal principal no ponto de admissão da camada C (sugestão elaborada por Mitsoulis [58]).

Os resultados das simulações estão apresentados nas figuras 5.1.1.3.1 a 5.1.1.3.35.

Discussão.

i. No caso da entrada a 30°, impondo-se um aumento da altura do canal igual a 2,3 mm ($= 2/\cos 30^\circ$ mm), observamos que este alargamento da seção transversal do canal principal se mostrou benéfico à coextrusão, porque o pico em d_{11} tornou-se positivo, indicando que a interface é estendida, ao contrário do verificado no caso sem o alargamento. Além disso, diminuiu o pico da taxa de cisalhamento da interface. Vide as figuras 5.1.1.3.1 a 5.1.1.3.4.

Realizando-se o alargamento do canal principal do “feedblock” no ponto de coextrusão, o campo de velocidade v_x no canal principal praticamente não é perturbado com a entrada da camada adicional: não há nem refluxos, nem estagnações e a componente de velocidades transversais v_y é muito baixa. Vide as figuras 5.1.1.3.5 e 5.1.1.3.6.

ii. Dependendo do quanto se alarga o canal, mudam as características do escoamento. Na busca de um critério de seleção do valor de alargamento adequado para evitar a aceleração excessiva da interface, a primeira idéia foi realizar um alargamento proporcional ao aumento de vazão ocorrido com a

entrada da camada C. A partir da relação 5.1.1.1.2, obtém-se, $q_C/q_{TOTAL} = 0,032$ e portanto, o alargamento deveria ser igual a $(38,1 \text{ mm} \times 0,032) \cong 1,2 \text{ mm}$.

O exemplo seguinte demonstra que o valor de alargamento calculado por este critério é insuficiente.

iii. Simulamos o caso da entrada da camada C a 60° e o alargamento do canal igual a $1,0 \text{ mm}$ ($= 2 \cos 60^\circ \text{ mm}$). Esta modificação da geometria do canal demonstrou ser capaz de impedir a formação de uma região de refluxo, porém, a interface se desenvolve muito abruptamente. Continua a haver um pico negativo importante na curva de d_{11} , indicando que a interface é comprimida (logo, este alargamento não elimina a condição que favorece as instabilidades interfaciais). O motivo é claro: a camada C ocupa um volume maior do canal que o calculado a partir da relação de vazões (no escoamento desenvolvido a espessura da camada C $\cong 6,0 \text{ mm}$). Vide as figuras 5.1.1.3.7 a 5.1.1.3.10.

iv. Para um alargamento igual a $4,0 \text{ mm}$ ($= 2/\cos 60^\circ \text{ mm}$), obtivemos um desenvolvimento muito suave da interface: os picos da taxa de cisalhamento e da taxa de deformação elongacional são extremamente reduzidos e o pico em d_{11} é positivo, de forma que o sistema de coextrusão torna-se bastante estável. Vide figuras 5.1.1.3.11 a 5.1.1.3.14.

v. No caso da entrada da camada C ser efetuada a 90° começamos ensaiando um alargamento igual a 2 mm , o qual foi suficiente para evitar a formação de refluxos, porém, a curva de d_{11} mostra que a interface sofre uma pequena compressão no momento da confluência das camadas. Além disso, a amplitude

do pico da taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ continua elevada. Vide as figuras 5.1.1.3.15 a 5.1.1.3.20.

vi. Para a entrada a 90° e alargamento de 4 mm, obtivemos um desenvolvimento muito suave da interface: os picos da taxa de cisalhamento e da taxa de deformação elongacional são muito pequenos. Esta geometria é muito favorável à estabilidade da coextrusão. Vide as figuras 5.1.1.3.21 a 5.1.1.3.25.

O caso acima também evidencia que o alargamento não deve ser muito alto, para não se criar um efeito do tipo fluxo divergente no momento da coextrusão, o qual é extremamente indesejável sob o aspecto da estabilidade do escoamento.

vii. Com o fim de visualizarmos este efeito, simulamos um caso de entrada da camada C a 90° e um valor de alargamento muito alto - 7,0 mm - suficiente para criar um efeito de divergência muito significativo, bem como exceder o espaço ocupado pela camada C (espessura da camada C \cong 6,0 mm). Vide as figuras 5.1.1.3.26 a 5.1.1.3.32.

Este alargamento se mostrou excessivo: no gráfico de $\dot{\gamma}$ observa-se um efeito de divergência acentuado e na curva de d_{11} o pico inicial é negativo, revelando um efeito compressivo do escoamento sobre a interface BC. Vide as figuras 5.1.1.3.28 e 5.1.1.3.29.

A interface BC se apresenta totalmente distorcida. Inicialmente é côncava, pois o alargamento excessivo provoca um efeito inverso no ponto de confluência: a camada B “empurra” a camada C. Mais adiante, o efeito do escoamento das porções de polímero C mais velozes (que vem pelo centro da janela C) é sentido na interface, que se torna convexa. E finalmente, a interface fica novamente

côncava, à medida que o escoamento se desenvolve, porque o alargamento realizado no canal é maior que o espaço ocupado pela camada C. Vide as figuras 5.1.1.3.26 e 5.1.1.3.27.

A desaceleração do fluxo à medida que se aumenta o alargamento pode ser percebida nas figuras 5.1.1.3.33 a 5.1.1.3.35.

viii. Comparando-se os casos das entradas a 30° , 60° e 90° num mesmo valor de alargamento, à medida que se diminui o ângulo, aumentam os valores dos picos em d_{11} e $\dot{\gamma}$.

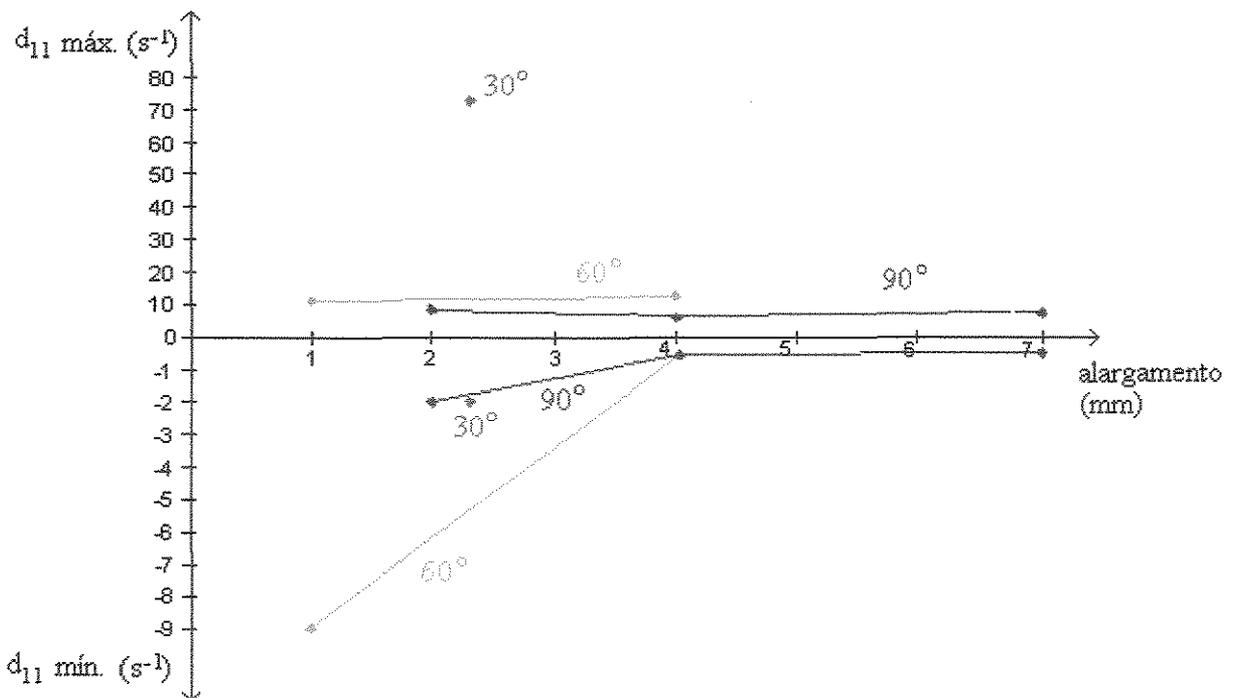


Fig. 5.1.1.3.I Coextrusão BC com alargamento do canal: valores mínimos e máximos da taxa de deformação elongacional d_{11} em função do alargamento do canal no ponto de entrada da camada C.

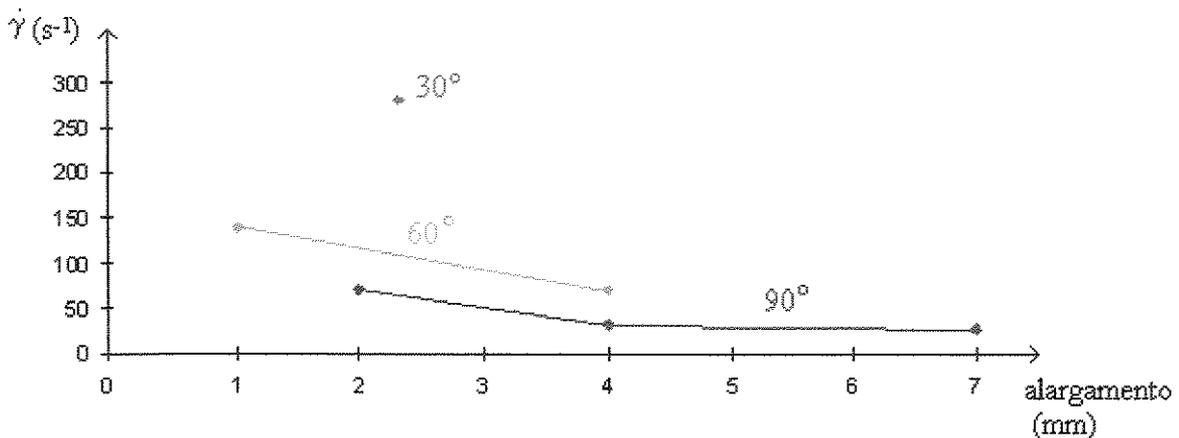


Fig. 5.1.1.3.II Coextrusão BC com alargamento do canal: valores máximos da taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ em função do alargamento do canal no ponto de entrada da camada C.

Isto ocorre porque, no momento da confluência, quanto menor o ângulo de entrada da camada C, maior é a velocidade de entrada do polímero C na direção do escoamento (v_x) e portanto, o aumento da vazão por unidade de área no início do desenvolvimento da interface é maior.

Deve-se perceber que, do ponto de vista geométrico, alargamentos iguais em ângulos de entrada diferentes não significam condições de entrada equivalentes. Para esclarecer este aspecto importante da definição dos parâmetros geométricos no ponto de coextrusão, consideremos os casos do alargamento de 4,0 mm nos ângulos de entrada de 60° e 90° (vide as figuras 5.1.1.3.12 e 5.1.1.3.21).

No caso da entrada a 60°, o alargamento de 4,0 mm equivale ao máximo que se pode fazer sem se recuar a parede externa da janela de entrada da camada C e mantendo-se constante a espessura da janela. No caso da entrada a 90° com o

alargamento de 4,0 mm na direção y, também há o alargamento de 2,0 mm (espessura da janela) na direção x.

Deste modo, no caso da entrada de polímero C no canal principal a 60° privilegia-se o escoamento de polímero na região em torno do ponto de confluência das camadas, causando uma forte aceleração dos fluidos na interface; por outro lado, na entrada a 90° privilegia-se o escoamento pelo centro da janela e pela parede externa, diminuindo-se a aceleração da interface.

Enfim, o alargamento do canal é necessário para aliviar a aceleração da interface no ponto de confluência, provocada pelo aumento da vazão de fluidos e pela deflexão da interface sob ação das forças viscosas. Porém, por restrições geométricas, o benefício obtido depende da proporção do valor do alargamento em relação à espessura da janela de entrada da camada (para manter um alargamento na direção x): quanto maior o alargamento que se deseja fazer, maior deve ser o ângulo de entrada da camada.

5.1.1.4 Resumo geral dos resultados do capítulo 5.1.1

- i. A coextrusão em ângulos de entrada pequenos é favorável à estabilidade da coextrusão, pois, evita a formação de pontos de refluxo e esforços compressivos na interface.
- ii. O alargamento da seção transversal do canal principal é benéfico à coextrusão para diminuir o pico nas taxas de cisalhamento e de deformação elongacional, porém, não deve ser excessivo. Em linhas gerais, pode-se adotar os seguintes critérios:

- o alargamento deve ser maior que o valor calculado a partir da razão de vazões das camadas, para evitar a formação de pontos de refluxo;

- o alargamento deve ser inferior à espessura da camada C, para evitar a um efeito de escoamento divergente no ponto de confluência.

iii. O alargamento adequado depende do ângulo de coextrusão e da espessura da janela de entrada da camada lateral. Quanto maior for o alargamento do canal, comparado com a espessura da janela de entrada da camada lateral, maior deve ser o ângulo de entrada para se obter uma coextrusão suave.

Do ponto de vista geométrico, o maior valor do alargamento que se pode impor ao canal para um certo ângulo de entrada da janela lateral é igual a (espessura da janela lateral / $\cos\theta$). Em determinado ângulo de entrada, o alargamento que permite o maior benefício para a coextrusão corresponde a valores abaixo deste limite (de modo que também se assegure um alargamento na direção longitudinal ao escoamento).

5.1.2 POLÍMERO B NO CANAL PRINCIPAL DO “FEEDBLOCK” E ENTRADAS SIMÉTRICAS DO POLÍMERO A

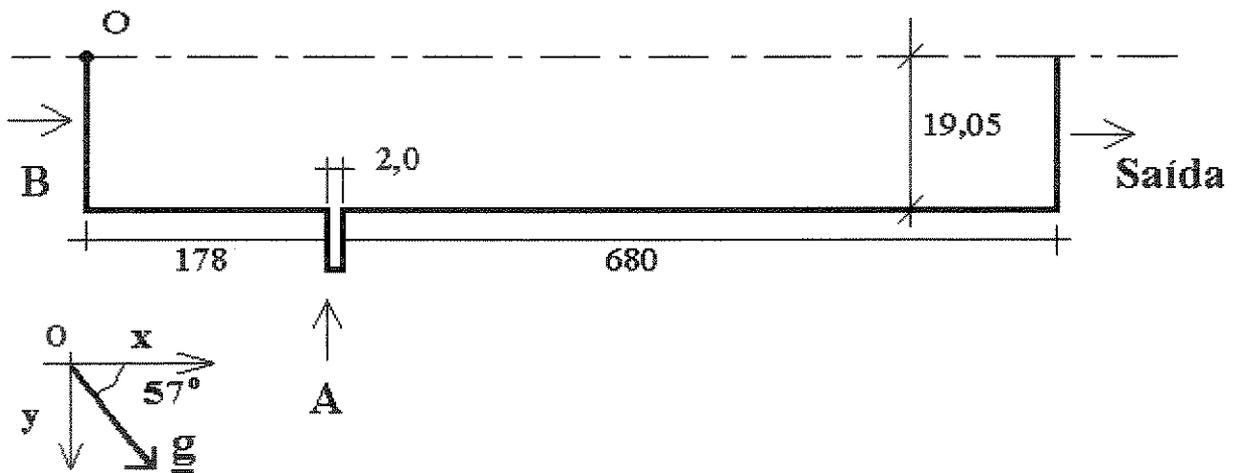
Realizamos a mesmas simulações anteriores para o caso de uma coextrusão BA. Simulamos o polímero B no canal principal e duas entradas simétricas de polímero A em ângulos iguais a 30°, 60° e 90° com ou sem alargamento da seção transversal do canal principal. Por comparação com os casos descritos no capítulo 5.1.1, visualiza-se a influência da razão de viscosidades entre os fluidos no formato da interface e no escoamento. Também

estudamos a influência da velocidade de entrada da camada lateral, dobrando-se e reduzindo-se pela metade a vazão de polímero A.

Dados do problema:

- vazão e viscosidade da camada B = vazão e viscosidade do polímero B;
- vazão e viscosidade da camada A = vazão e viscosidade do polímero A;
- problema isotérmico;
- efeitos inerciais e gravitacionais são considerados.

Geometria do problema.



Medidas em mm.

Fig. 5.1.2.I Geometria do problema de entradas perpendiculares e simétricas da camada A e sem alargamento do canal principal do “feedblock”.

Fazemos a análise da formação da interface a partir dos resultados calculados sobre uma linha de corrente do polímero B muito próxima da interface BA e sobre um corte transversal na saída da caixa de coextrusão semelhante ao

realizado no capítulo 5.1.1. Valem as mesmas observações anteriores sobre o sistema de coordenadas das figuras.

As unidades de todas as variáveis estão no Sistema Internacional (MKS).

As malhas utilizadas na resolução dos problemas foram exatamente as mesmas que nos casos do capítulo 5.1.1, à exceção do “chute inicial” da posição da interface. Do ponto de vista da definição numérica dos problemas, os casos dos capítulos 5.1.1 e 5.1.2 são exatamente iguais. Deste modo, os “custos computacionais” (espaço de memória e tempo de execução) foram semelhantes.

5.1.2.1 Entrada da camada A a 90° e sem alargamento do canal principal do “feedblock”

Os resultados das simulações estão apresentados nas figuras 5.1.2.1.1 a 5.1.2.1.13.

Discussão.

i. O comportamento do sistema de coextrusão simétrico BA é semelhante ao do sistema assimétrico BC. Como a entrada é sem alargamento, permanecem os mesmos problemas de formação de pontos de refluxo e acelerações indesejáveis da interface no ponto de coextrusão. Vide as figuras 5.1.2.1.7 a 5.1.2.1.12.

ii. Embora a diferença entre as viscosidades das camadas A e B seja menor que entre as camadas B e C, a deformação da interface no sentido contrário ao escoamento e as velocidades de refluxo são maiores. A velocidade máxima de refluxo (v_x negativa) no caso BA é igual a 3,6 cm/s; no caso BC é menor, igual a 2,6 cm/s. Vide as figuras 5.1.1.1.8 e 5.1.2.1.12.

Isto se deve a velocidade média de entrada da camada A (= 13,2 cm/s) ser maior que a velocidade da camada B (= 8,7 cm/s), enquanto na coextrusão BC as velocidades de ambas as camadas antes de se encontrarem são próximas (velocidade de entrada da camada C = 8,1 cm/s).

Conclui-se que, no desenvolvimento do formato da interface, os parâmetros velocidades de entrada das camadas são mais importantes que os parâmetros viscosidades das camadas. Esta constatação, obtida das simulações numéricas, serve de explicação a uma prática difundida na indústria, pela qual se recomenda fazer o casamento adequado das velocidades de entrada das camadas (“velocity matching”) nos projetos de sistemas de coextrusão [20].

iii. Os níveis dos picos em $\dot{\gamma}$ e d_{11} no ponto de coextrusão são praticamente idênticos nos dois problemas, ou seja, no aspecto da estabilidade do escoamento ambas as interfaces BA e BC são igualmente propensas à ocorrência das instabilidades interfaciais. O fato das viscosidades das duas camadas serem semelhantes não parece ter favorecido a suavidade da coextrusão. Vide as figuras 5.1.1.1.12, 5.1.1.1.15, 5.1.2.1.7 e 5.1.2.1.10.

A redução da razão de viscosidades não influenciou nos valores dos picos porque a vazão da camada A é maior, de forma que o volume do canal ocupado pela camada A é quase o mesmo que o volume ocupado pela camada C no caso 5.1.1.1.

iv. As diferença entre as viscosidades das duas camadas é menor e portanto, a relação de espessuras das camadas dentro do “feedblock” é menor. Os tempos médios de residência dos polímeros A e B são mais semelhantes.

$$\text{Relação de vazões} = \frac{(q_B / 2)}{(q_A / 4)} \cong 6,3 . \quad (5.1.2.1.1)$$

$$\text{Relação de espessuras das camadas} = \frac{(e_B / 2)}{(e_A / 4)} \cong 2,0 . \quad (5.1.2.1.2)$$

Portanto:

$$\text{Razão de tempos médios de residência} = \frac{\bar{\tau}_A}{\bar{\tau}_B} \cong 3,1 . \quad (5.1.2.1.3)$$

5.1.2.2 Entrada do polímero A a 30° e sem alargamento do canal principal

Os resultados das simulações estão apresentados nas figuras 5.1.2.2.1 a 5.1.2.2.6.

Discussão.

- i. O refluxo desaparece. Vide a figura 5.1.2.2.6.
- ii. No aspecto da estabilidade da coextrusão, analisada pelo pico na taxa de deformação d_{11} , percebemos o mesmo comportamento que na coextrusão BC: a 90° o pico é negativo e a 30° há um pico negativo e outro positivo. Vide as figuras 5.1.2.1.10 e 5.1.2.2.4.

O pico negativo favorece a ocorrência das instabilidades interfaciais, pois significa que há esforços compressivos agindo na interface.

Porém, na entrada a 30° o pico negativo foi menos acentuado em relação à coextrusão BC, demonstrando que a razão de viscosidades menor é mais favorável à suavidade da coextrusão.

5.1.2.3 Entradas do polímero A a 30° com diferentes vazões e sem alargamento do canal principal

Para a entrada da camada A a 30°, simulamos casos com a vazão da camada A em dobro e outro em que a sua vazão é reduzida pela metade. Denominamos estes sistemas de coextrusão B(2A) e B(A/2), respectivamente.

Através destas simulações foi possível aumentar a compreensão da influência da velocidade de entrada das camadas no processo de formação da interface.

Os resultados das simulações estão apresentados nas figuras 5.1.2.3.1 a 5.1.2.3.14.

Discussão.

- i. As coextrusões BA e B(A/2) a 30° não apresentam regiões de refluxo, porém, a coextrusão B(2A) tem um refluxo importante. Vide as figuras 5.1.2.2.6 e 5.1.2.3.6.
- ii. Ao se dobrar a vazão da linha A, o comportamento físico é o mesmo que na coextrusão BA, i. e., o esforço compressivo indesejável na interface permanece, porém, os picos de taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ e de taxa de deformação alongacional d_{11} dobram de valor, tornando o sistema mais propenso à ocorrência de instabilidades interfaciais. Vide as figuras 5.1.2.2.3, 5.1.2.2.4, 5.1.2.3.3 e 5.1.2.3.4.
- iii. Ao se reduzir a vazão da camada A pela metade, ocorreu uma mudança de comportamento: o pico negativo acentuado em d_{11} diminuiu, passando a

predominar o pico positivo. Portanto, a interface fica sob a ação de tensões extensionais, que tendem a estabilizar o escoamento. Vide a figura 5.1.2.3.10.

Logo, mais uma vez se demonstra a grande importância da velocidade de entrada da camada lateral sobre o desenvolvimento da interface. E também, percebe-se que há uma correlação da velocidade de entrada da camada A com a geometria do “feedblock”: quanto mais lentamente a camada lateral for introduzida, maior pode ser o ângulo de entrada (pois, a 30° as coextrusões BA e B(2A) são sistemas instáveis, porém, o caso B(A/2) é considerado estável).

iv. Os comentários anteriores podem ser melhor visualizados nos gráficos a seguir.

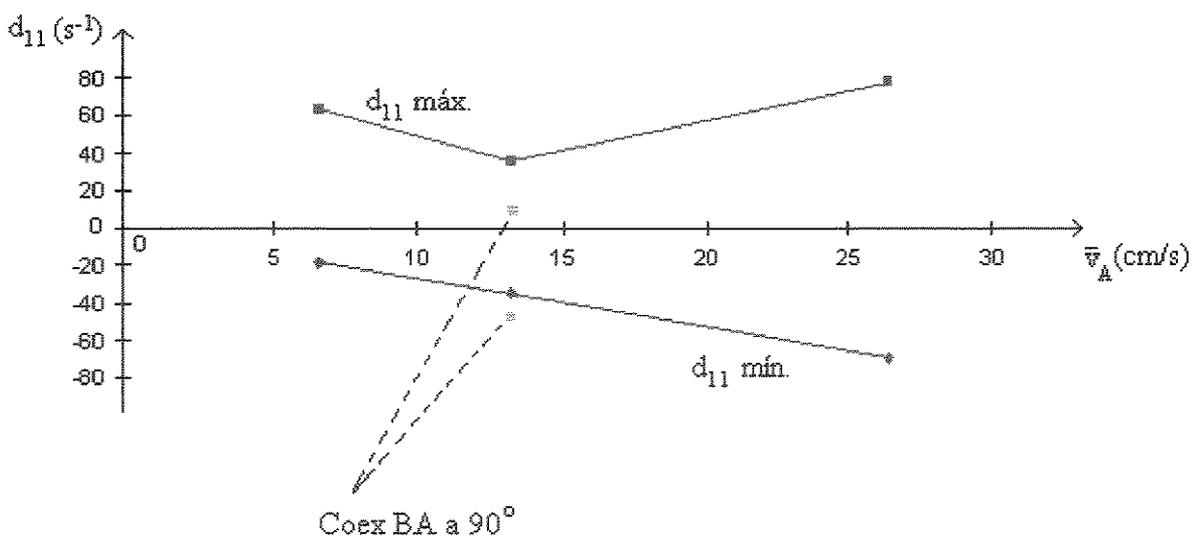


Fig. 5.1.2.3.I Coextrusão BA a 30° sem alargamento do canal: valores mínimos e máximos da taxa de deformação elongacional d_{11} em função da velocidade de entrada da camada A. Coextrusão B(A/2), $\bar{v}_A \cong 6,6 \text{ cm/s}$. Coextrusão BA, $\bar{v}_A \cong 13,2 \text{ cm/s}$. Coextrusão B(2A), $\bar{v}_A \cong 26,4 \text{ cm/s}$.

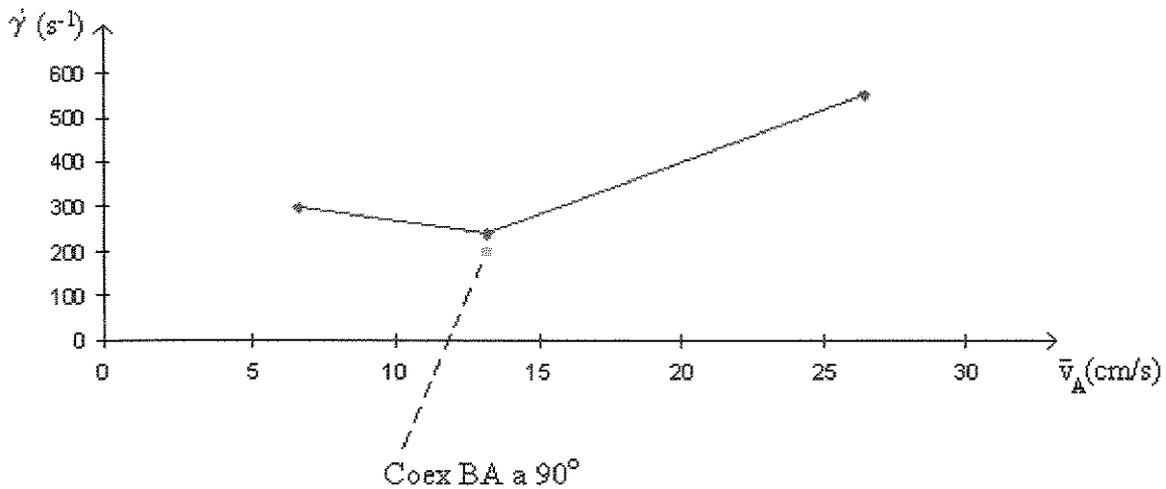


Fig. 5.1.2.3.II Coextrusão BA a 30° sem alargamento do canal: valores máximos da taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ em função da velocidade de entrada da camada A. Coextrusão B(A/2), $\bar{v}_A \cong 6,6 \text{ cm/s}$. Coextrusão BA, $\bar{v}_A \cong 13,2 \text{ cm/s}$. Coextrusão B(2A), $\bar{v}_A \cong 26,4 \text{ cm/s}$.

5.1.2.4 Entradas da camada A a 30° e a 90° com alargamento do canal

Para a entrada da camada A a 30°, simulamos casos com a vazão nominal, um em que a vazão é duplicada e outro em que a sua vazão é reduzida pela metade. Denominamos estes sistemas de coextrusão de BA, B(2A) e B(A/2), respectivamente.

Para a entrada da camada A a 90°, simulamos casos com a vazão nominal, um em que a vazão é 50% maior e outro em que a sua vazão é reduzida pela metade. Denominamos estes sistemas de coextrusão de BA, B(1,5A) e B(A/2), respectivamente.

A partir da razão de vazões entre as camadas A e B, estima-se que o alargamento mínimo necessário (conforme o critério estabelecido no capítulo

5.1.1.4) é: $(2(q_A/4)/q_B) \cong 0,16$, logo, $(q_A/4)/q_{TOTAL} \cong 0,07$ e portanto, o alargamento mínimo é igual a $0,07 \times 38,1 \text{ mm} \cong 2,6 \text{ mm}$. Pelos mesmos critérios estabelecidos no capítulo 5.1.1.4, o alargamento máximo corresponde a espessura da camada A, que é igual a 6,5 mm.

Nos casos da entrada da camada A a 30° realizamos uma alargamento de $2/\cos 30^\circ = 2,3 \text{ mm}$, que nos parece ser o alargamento máximo que se pode realizar neste ângulo de entrada (limitação geométrica). Nos casos da entrada a 90° o alargamento é igual a 4,0 mm.

Os resultados das simulações estão apresentados nas figuras 5.1.2.4.1 a 5.1.2.4.31.

Discussão.

i. Em todos os casos a 30° o alargamento é suficiente para evitar o refluxo e tornar positivo o pico em d_{11} , porém, há sempre um pequeno pico negativo em d_{11} , indicando que o alargamento poderia ser um pouco maior. Como consideramos ser este o alargamento máximo possível, por limitações geométricas, deve-se aumentar a espessura da janela de entrada da camada A para fazer um casamento melhor das velocidades das camadas A e B. Vide as figuras 5.1.2.4.4, 5.1.2.4.8 e 5.1.2.4.12.

ii. Nos casos das entradas a 90° o alargamento foi adequado para os casos BA e B(A/2), pois, prevalecem os fluxos extensionais na interface. Porém, na coextrusão B(1,5A) há dois picos importantes na curva de d_{11} , um negativo e outro positivo. Nesta configuração deve-se impor um alargamento um pouco maior. Vide as figuras 5.1.2.4.16, 5.1.2.4.20 e 5.1.2.4.24.

Logo, percebe-se a influência da geometria e do casamento de velocidades sobre a coextrusão: para a entrada a 30° , o alargamento de 2,3 mm teve o mesmo comportamento em todas as configurações; porém, com um alargamento maior, 4 mm, a coextrusão se tornou mais suave nos casos B(A/2) e BA e entradas a 90° , porém, foi insuficiente ao aumentarmos a vazão da camada A (embora os valores absolutos dos picos na configuração a 90° tenham sido menores).

iii. Tanto no caso da entrada da camada A realizada a 90° como no caso da entrada a 30° , quando a vazão foi alterada os picos em $\dot{\gamma}$ variaram proporcionalmente. Vide as figuras 5.1.2.4.3, 5.1.2.4.7, 5.1.2.4.11, 5.1.2.4.15, 5.1.2.4.19 e 5.1.2.4.23.

iv. Estes resultados são importantes no projeto de uma caixa de coextrusão, pois, nos sistemas industriais se produzem vários produtos com vazões diferentes de polímero. Portanto, o “feedblock” deve ser projetado para atender a todas às condições de processo.

v. Os comentários anteriores podem ser melhor percebidos nos gráficos a seguir.

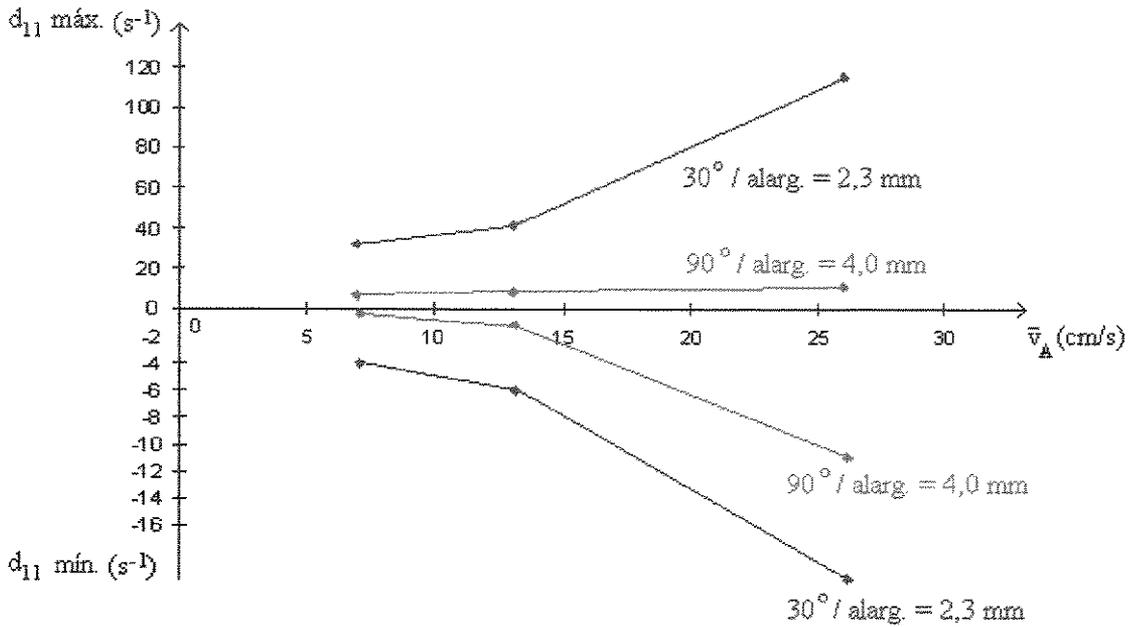


Fig. 5.1.2.4.I Coextrusão BA com alargamento do canal: valores mínimos e máximos da taxa de deformação elongacional d_{11} em função da velocidade de entrada da camada A. Coextrusão B(A/2), $\bar{v}_A \cong 6,6\text{cm/s}$. Coextrusão BA, $\bar{v}_A \cong 13,2\text{cm/s}$. Coextrusão B(2A), $\bar{v}_A \cong 26,4\text{cm/s}$.

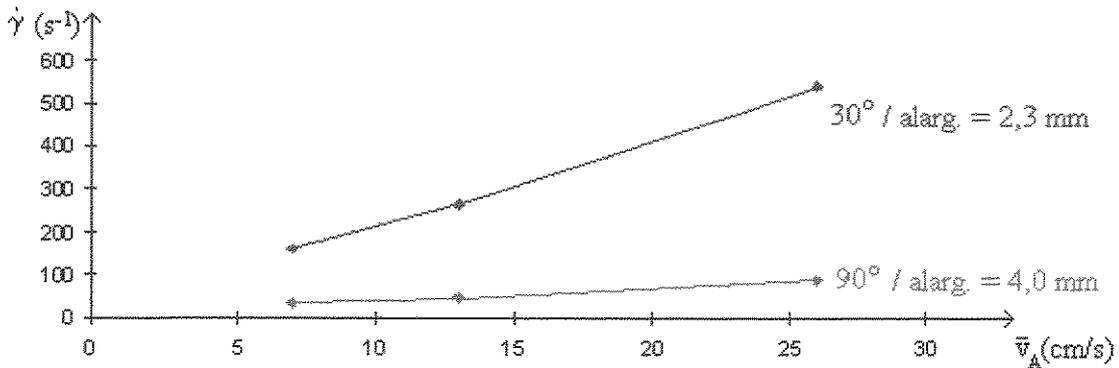


Fig. 5.1.2.4.II Coextrusão BA com alargamento do canal: valores máximos da taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ em função da velocidade de entrada da camada A. Coextrusão B(A/2), $\bar{v}_A \cong 6,6\text{cm/s}$. Coextrusão BA, $\bar{v}_A \cong 13,2\text{cm/s}$. Coextrusão B(2A), $\bar{v}_A \cong 26,4\text{cm/s}$.

vi. Nas figuras 5.1.2.4.29 a 5.1.2.4.31 vê-se o efeito de aceleração do fluido com o aumento da vazão da camada A.

5.1.2.5 Resumo geral dos resultados do capítulo 5.1.2

i. Através das variações da vazão da camada lateral (camada A), percebe-se que o casamento (“matching”) das velocidades de entrada das camadas é um parâmetro que exerce uma influência muito acentuada nas deformações extensionais e de cisalhamento no ponto de coextrusão.

Quanto maior a velocidade de entrada da camada lateral, maior a tendência de haver instabilidades interfaciais, pois os picos em d_{11} e $\dot{\gamma}$ sobem muito.

ii. Como os picos negativos em d_{11} são mais intensos na coextrusão BA em comparação à coextrusão BC, demonstra-se que o fator casamento de velocidades de entrada é mais influente que a razão de viscosidades das camadas.

5.1.3 POLÍMERO A NO CANAL PRINCIPAL DO “FEEDBLOCK” E ENTRADA DO POLÍMERO C

Simulamos o polímero A no canal principal e uma entrada de polímero C em ângulos iguais a 30° e 90° com ou sem alargamento da seção transversal do canal principal.

Neste capítulo comparamos a coextrusão BC com coextrusão AC, as quais se caracterizam por terem as mesmas velocidades de entrada das camadas, mudando apenas a razão de viscosidade dos polímeros. Deste modo, por comparação, pode-se estudar a influência das viscosidades das camadas sem a

interferência de mudanças de velocidades de entrada das camadas (como ocorre ao comparamos os sistemas BC e BA).

Dados do problema:

- vazão da camada A = vazão dos polímeros A+B;
- viscosidade da camada A = viscosidade do polímero A;
- vazão e viscosidade da camada C = vazão e viscosidade do polímero C;
- problema isotérmico;
- efeitos inerciais e gravitacionais são considerados.

Geometria do problema: idêntica a geometria do capítulo 5.1.1.

Fazemos a análise da formação da interface a partir dos resultados calculados sobre uma linha de corrente do polímero A muito próxima da interface AC e sobre um corte transversal na saída do “feedblock” semelhante ao realizado nos capítulos 5.1.1. e 5.1.2. Valem as mesmas observações anteriores sobre o sistema de coordenadas das figuras.

As unidades de todas as variáveis estão no Sistema Internacional (MKS).

“Custo computacional”: idêntico aos casos dos capítulos 5.1.1 e 5.1.2.

5.1.3.1 Entradas da camada C a 90° e 30° sem alargamento do canal principal do “feedblock”

Os resultados das simulações são apresentados nas figuras 5.1.3.1.1 a 5.1.3.1.16.

Discussão.

- i. Nos casos de entradas a 90°, há regiões de refluxo (velocidade máxima de refluxo $\cong 2,3$ cm/s). Para a entrada a 30°, não há refluxo. Vide a figura 5.1.3.1.10.

ii. Comparando-se os resultados destes casos com aqueles dos capítulos 5.1.1.1 e 5.1.1.2, verifica-se que os comportamentos físicos dos sistemas de coextrusão AC e BC são quase idênticos, havendo apenas pequenas alterações nos valores dos picos das taxas de cisalhamento e de deformação elongacional.

Portanto, no sistema de coextrusão particular considerado, a influência da razão de viscosidades é baixa.

A razão de viscosidades no problema BC é 2,5 e no sistema AC é 1,8. Como a mudança da razão de viscosidades entre os dois problemas foi pequena, não podemos estender esta conclusão a outros sistemas, cuja razão de viscosidades seja maior, p. ex., 10.

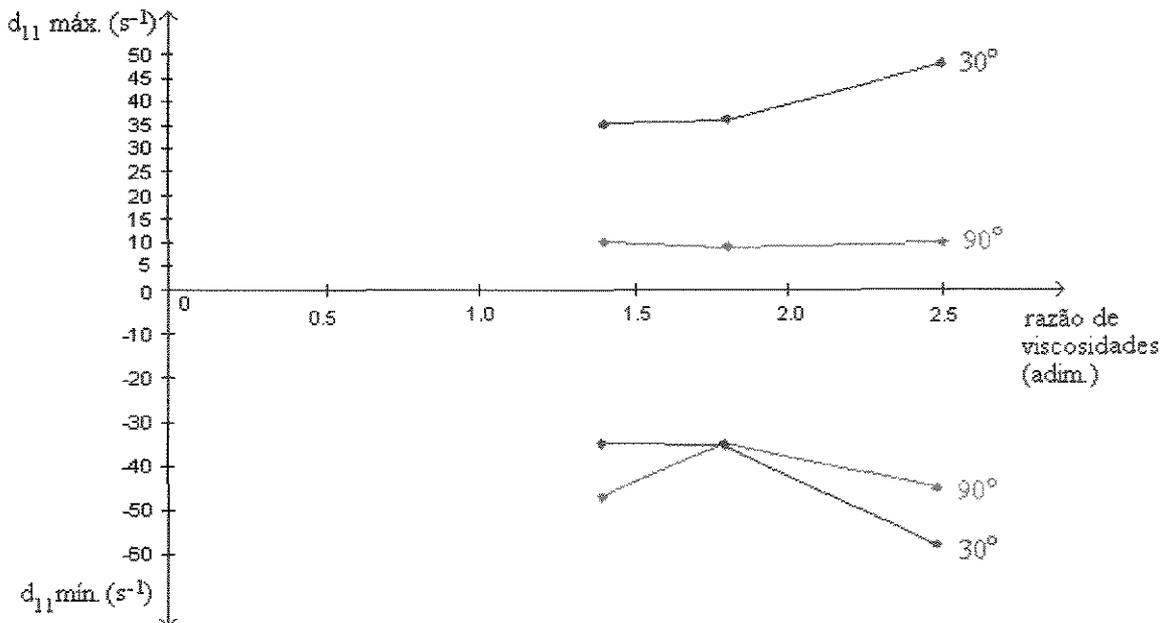


Fig. 5.1.3.1.I Coextrusões BC, BA e AC sem alargamento do canal: comparação dos valores mínimos e máximos da taxa de deformação elongacional d_{11} em função da razão de viscosidades das camadas. Razões de viscosidades: BC \cong 2,5, AC \cong 1,8 e BA \cong 1,4.

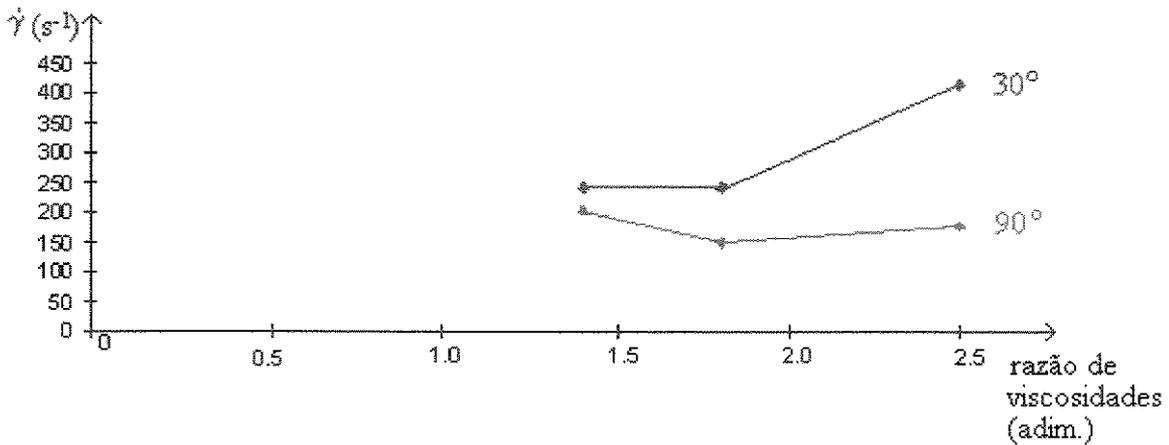


Fig. 5.1.3.1.II Coextrusões BC, BA e AC sem alargamento do canal: comparação dos valores máximos da taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ em função da razão de viscosidades das camadas. Razões de viscosidades: BC \cong 2,5, AC \cong 1,8 e BA \cong 1,4.

iii. A distribuição dos tempos de residência das camadas não é satisfatória.

$$\text{Relação de vazões} = \frac{q_{A+B}}{q_C} \cong 30,2 . \quad (5.1.3.1.1)$$

$$\text{Relação de espessuras das camadas} = \frac{e_{A+B}}{e_C} \cong 6,2 . \quad (5.1.3.1.2)$$

Portanto:

$$\text{Razão de tempos médios de residência} = \frac{\bar{\tau}_C}{\bar{\tau}_{A+B}} \cong 4,9 . \quad (5.1.3.1.3)$$

5.1.3.2 Entradas da camada C a 90° e 30° com alargamento do canal principal do “feedblock”

Como $q_C / q_{A+B} = 0,033$, um valor mínimo para o alargamento é 1,2 mm. O valor máximo estimado é 5,3 mm, que corresponde à espessura da camada C.

Realizamos um alargamento igual a 2,3 mm no problemas da entrada a 30° e alargamentos de 2,0 mm e 4,0 mm no problema da entrada a 90°.

Os resultados das simulações estão apresentados nas figuras 5.1.3.2.1 a 5.1.3.2.15.

Discussão.

- i. Não houve mudanças importantes em relação ao caso BC: na faixa pesquisada, a razão de viscosidades é um parâmetro menos importante no desenvolvimento da interface em comparação ao casamento das velocidades (comparar com a coextrusão BA).

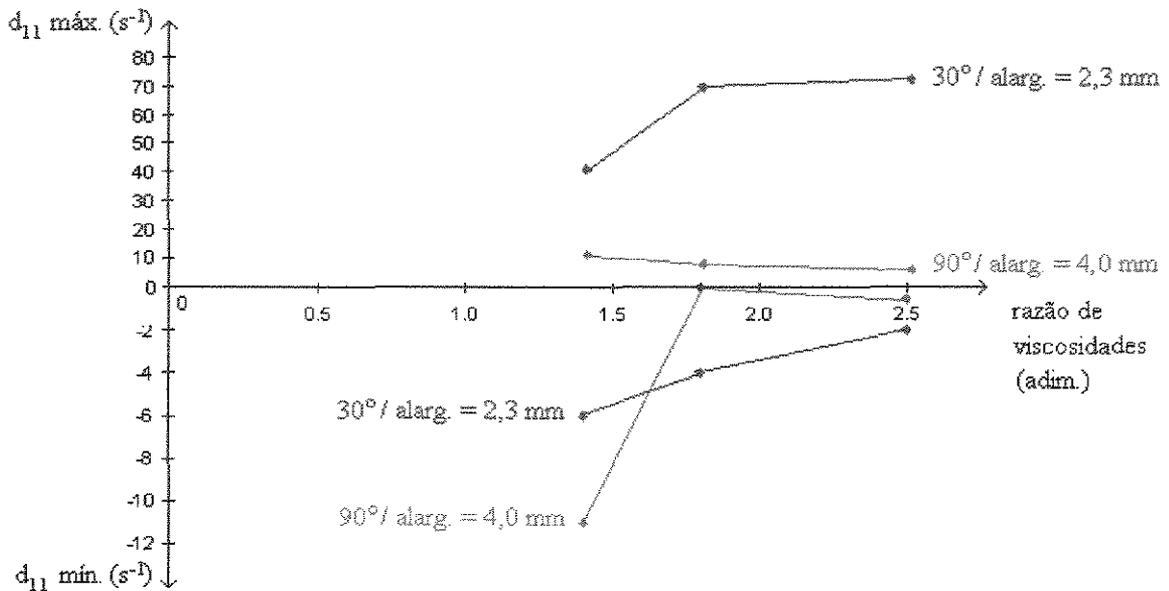


Fig. 5.1.3.2.I Coextrusões BC, BA e AC com alargamento do canal: comparação dos valores mínimos e máximos da taxa de deformação elongacional d_{11} em função da razão de viscosidades das camadas. Razão de viscosidades: BC \cong 2,5 , AC \cong 1,8 e BA \cong 1,4.

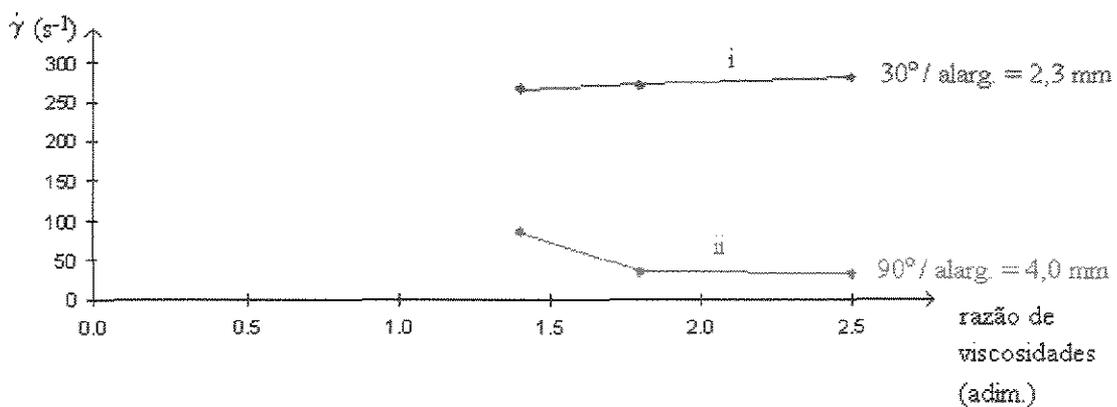


Fig. 5.1.3.2.II Coextrusões BC, BA e AC com alargamento do canal: comparação dos valores máximos da taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ em função da razão de viscosidades das camadas. Razão de viscosidades: BC \cong 2,5 , AC \cong 1,8 e BA \cong 1,4.

ii. No caso da entrada a 90° e alargamento igual a 2,0 mm percebe-se que os picos em d_{11} e $\dot{\gamma}$ são menores que na entrada a 30° , em que se impôs um alargamento da mesma ordem de grandeza ($\approx 2,3$ mm). Vide as figuras 5.1.3.2.7, 5.1.3.2.8, 5.1.3.2.11 e 5.1.3.2.12.

Isto ocorre porque, no momento da confluência, quanto menor o ângulo de entrada da camada C, maior é velocidade de entrada do polímero C na direção do escoamento (v_x) e portanto, o aumento da vazão por unidade de área que ocorre no início do desenvolvimento da interface é maior.

Através da comparação das figuras 5.1.3.2.13 e 5.1.3.2.14 visualiza-se perfeitamente este efeito da maior aceleração da interface no caso da entrada da camada C a 30° . Vide os comentários dos capítulos 5.1.1.3 e 5.1.1.4.

5.1.3.3 Resumo geral dos resultados do capítulo 5.1.3

Não houve alterações importantes nos valores dos picos em d_{11} e $\dot{\gamma}$ em relação ao caso BC, portanto, na faixa pesquisada, a razão de viscosidades é um parâmetro menos importante no desenvolvimento das interfaces entre as camadas.

A razão de viscosidades no problema BC é 2,5 e no sistema AC é 1,8. Como a mudança da razão de viscosidades entre os dois problemas foi pequena, não podemos estender esta conclusão a outros sistemas cuja razão de viscosidades seja mais elevada, p. ex., 10.

5.2 SIMULAÇÕES DA COEXTRUSÃO DE 4 CAMADAS

Estudamos o escoamento conjunto dos polímeros na caixa de coextrusão, realizando simulações da coextrusão de 4 camadas - ABAC - com entradas em paralelo.

Por meio destas simulações, analisamos as distribuições das espessuras e dos tempos de residência das camadas, estudamos o comportamento térmico dos polímeros no “feedblock”, calculamos a perda de carga do escoamento de cada linha e investigamos a influência de variações dos parâmetros de processo (vazões, viscosidades e temperaturas) no escoamento.

Dados do problema:

- resolvemos casos isotérmicos e não-isotérmicos;
- efeitos inerciais e gravitacionais são avaliados em todas as simulações.

Geometria do problema.

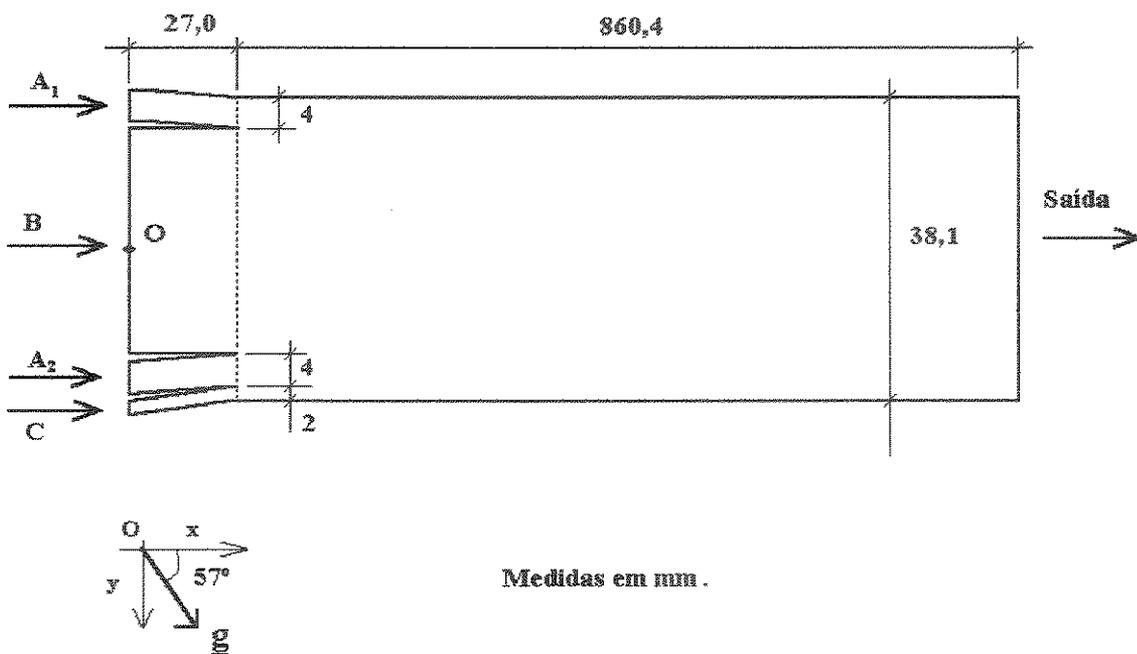


Fig. 5.2.I Geometria do problema da coextrusão ABAC com entradas paralelas.

Casos simulados.

1. Problema isotérmico.
2. As 4 camadas entrando a 285°C e paredes do canal isotérmicas em 285°C.
3. As 4 camadas entrando a 285°C e paredes do canal adiabáticas.
4. As 4 camadas entrando a 285°C e paredes isotérmicas, porém, a parede superior em 280°C e a parede inferior em 290°C.
5. As camadas A_1 e A_2 entrando a 285°C, a camada B entrando a 290°C e a camada C entrando a 280°C e paredes do canal adiabáticas.
6. As 4 camadas entrando a 285°C, paredes do canal isotérmicas em 285°C e vazão da camada C 100% maior.
7. Problema isotérmico e vazão da camada B 30% mais alta.
8. Problema isotérmico e viscosidades das camadas A_1 e A_2 idênticas à viscosidade do polímero B.
9. Problema isotérmico e viscosidade da camada B 10% mais alta.
10. As camadas A_1 , A_2 e B entrando a 285°C, a camada C entrando a 275°C e paredes do canal isotérmicas em 285°C.

Os casos 1, 2 e 3 procuram simular a condição nominal do processo. Como não investigamos o valor do coeficiente de troca de calor metal-polímero [42,51], simulamos os dois casos extremos: paredes adiabáticas e paredes isotérmicas.

No caso 4 impomos variações acentuadas das temperaturas das paredes da caixa de coextrusão (variações maiores que o aceitável num processo industrial) para avaliar a influência da condução térmica parede metálica - polímero na coextrusão. Através do caso 5, estudamos a condução térmica entre as camadas para valores de flutuações da temperatura comumente encontradas num processo em operação.

Os casos 6 a 9 refletem condições exageradas de variações das vazões e das viscosidades dos polímeros com a finalidade de avaliarmos a influência destes parâmetros no processo. No caso 10 estudamos dois efeitos simultâneos: variações de temperatura e de viscosidade (que varia em função da temperatura).

Na resolução dos problemas isotérmicos empregamos malhas contendo cerca de 400 nós, totalizando aproximadamente 2300 variáveis ativas e 700 variáveis estáticas. Para se obter a convergência do cálculo do campo de velocidades era necessário iniciar pelo cálculo da solução do problema sem efeitos inerciais e newtoniano. Em seguida incrementavam-se ciclos iterativos de Newton para os termos inerciais e a pseudoplasticidade. O tempo de processamento total de um caso estava em torno de 1 h.

Para tratar as simulações não-isotérmicas (casos 2 a 6 e caso 10) com suficiente precisão do campo de temperatura, os elementos finitos da malha são sub-divididos em 4x4 sub-elementos bilineares para interpolar a temperatura, o que acarreta num consumo adicional enorme da memória da estação de trabalho.

Na resolução dos problemas não-isotérmicos utilizamos malhas que continham cerca de 400 nós, totalizando aproximadamente 4500 variáveis ativas e cerca de 3800 variáveis estáticas. Para se obter a convergência do problema não-isotérmico não era possível resolvê-lo diretamente. A convergência só era atingida resolvendo-se primeiro a versão isotérmica do problema e em seguida, utilizando-se a solução calculada para o campo de velocidades e pressão como “chute inicial” (as temperaturas eram escolhidas isotérmicas). O tempo de processamento de um caso estava em torno de 2 a 3 hs.

Os resultados das simulações estão apresentados nas figuras 5.2.1 a 5.2.43 e nas tabelas 5.2.1 a 5.2.3.

Discussão.

i. No escoamento perfeitamente desenvolvido verifica-se que as mudanças da inclinação do perfil de velocidades nas interfaces A_1B e BA_2 são quase imperceptíveis. Isto indica que a diferença das viscosidades das camadas A e B não é significativa, de modo que ambas as camadas podem ser vistas como uma só.

Na interface A_2C há uma inflexão visível do perfil de velocidades, demonstrando que o escoamento da camada C é diferente. Vide a figura 5.2.2.

ii. A camada C tende a “engrossar” muito dentro do “feedblock” por dois fatores: é a camada mais viscosa e está em contato com as paredes do canal. A camada A_1 , que está em contato com a parede, tem uma espessura maior que a camada A_2 , que escoava entre as camadas B e C. Vide a tabela 5.2.3.

Em consequência, os tempos médios de residência das camadas na caixa de coextrusão são diferentes. Nos casos 1 a 3, que representam a condição nominal de operação do sistema, tem-se:

$$\frac{\bar{\tau}_C}{\bar{\tau}_B} \cong 6,4, \quad \frac{\bar{\tau}_{A_1}}{\bar{\tau}_B} = 2,6 \quad \text{e} \quad \frac{\bar{\tau}_{A_2}}{\bar{\tau}_B} = 1,8.$$

Este é um problema sério em coextrusão e inerente aos sistemas do tipo “feedblock” [86]. Em particular, a camada C permanecerá muito mais tempo dentro do “feedblock” que os polímeros A e B. O polímero C estará mais sujeito a sofrer degradação térmica durante o escoamento, afetando a processabilidade e as propriedades do filme extrudado.

iii. As simulações do problema isotérmico, caso 1, sem se considerar os efeitos inerciais e gravitacionais, produziram exatamente os mesmos resultados.

Portanto, dentro do “feedblock” os efeitos inerciais e gravitacionais são desprezíveis.

iv. Nos casos 1 a 3, as perdas de carga calculadas das linhas foram:

$$\Delta p_{A_1} \cong \Delta p_{A_2} \cong 5,8\text{bar} ,$$

$$\Delta p_B \cong 1,65\text{bar} ,$$

$$\Delta p_C \cong 18,5\text{bar} .$$

Corrigindo-se estes valores para compensar as aproximações utilizadas nas larguras e espessuras das janelas de entrada das camadas A e C (vide o capítulo 3.1.2), obtém-se os valores previstos para as perdas de carga nas linhas:

$$\Delta p_{A_1} \cong \Delta p_{A_2} \cong 8,2\text{bar} ,$$

$$\Delta p_B \cong 1,65\text{bar} ,$$

$$\Delta p_C \cong 8,3\text{bar} .$$

Para realizarmos a correção acima, supomos que a perda de carga do escoamento conjunto é igual à perda de carga da camada B (a perda de carga na linha B antes das camadas se encontrarem é pequena).

Observa-se que as perdas de carga importantes nas linhas A e C ocorrem nas janelas de entrada. A perda de carga do escoamento conjunto ABAC é pequena. Vide as figuras 5.2.6 a 5.2.10.

v. O cálculo isotérmico (caso 1) e o problema supondo todos os polímeros ingressando a 285°C e as paredes da caixa de coextrusão em 285°C (caso 2) resultaram em perfis de velocidades e pressões quase idênticos. Isto se explica porque a elevação máxima da temperatura no trajeto foi inferior a 1°C. Comparar as figuras 5.2.4 e 5.2.5 com as figuras 5.2.14 e 5.2.15. Vide também as tabelas 5.2.1 e 5.2.2 e a figura 5.2.13.

Como a única parcela de calor que contribuiu para o aumento da temperatura foi a dissipação viscosa do escoamento, podemos afirmar que a mesma é desprezível dentro do “feedblock”.

No centro do “feedblock” a contribuição da dissipação viscosa é nula. Um pequeno aquecimento viscoso ocorre próximo das paredes, em particular na camada C, por ser a mais viscosa e termo-sensível. Vide as figuras 5.2.16 e 5.2.17.

No problema com as paredes adiabáticas (caso 3), a elevação da temperatura por dissipação viscosa foi mais significativa, aproximadamente igual a $2,5^{\circ}\text{C}$, mas ainda assim é pequena. Vide as figuras 5.2.19 a 5.2.21.

Os casos 2 e 3 procuram representar a condição nominal de operação da caixa de coextrusão. Embora as temperaturas da caixa de coextrusão sejam controladas e portanto, a condição real equivaleria a paredes isotérmicas, a troca de calor polímero-metal é muito ruim, de modo que as medições do coeficiente de troca de calor citadas na literatura [42] indicam que o comportamento real é mais próximo da condição adiabática.

Na coextrusão ABA(2C) (caso 6) a dissipação viscosa no polímero C praticamente dobra, porém, continua pequena, de modo que não afeta as outras camadas.

vi. No caso 4 vemos que mesmo a diferença de 10°C imposta entre as paredes superior e inferior não provoca uma condução de calor significativa na direção transversal do “feedblock”. A condução térmica é limitada a uma pequena fração da massa fluida nas paredes. Vide as figuras 5.2.22 a 5.2.25.

vii. Portanto, a partir dos resultados discutidos nos itens v e vi, pode-se afirmar que a análise isotérmica se constitui numa boa aproximação para o escoamento na caixa de coextrusão. Por exemplo, se uma das camadas entrar mais quente, esta heterogeneidade de temperaturas se transmitirá até a feira. Se as temperaturas das paredes da caixa de coextrusão variam, a temperatura e o escoamento dos polímeros permanecem inalterados.

Conseqüentemente, o monitoramento e o controle das temperaturas das linhas é muito importante, pois qualquer variação da temperatura se refletirá diretamente no escoamento na feira, porque não há evolução da temperatura dentro da caixa de coextrusão.

Estas conclusões revelam que o comportamento térmico da caixa de coextrusão é bem distinto daquele da feira, na qual variações das temperaturas das paredes e das temperaturas de entrada das camadas têm forte influência nos perfis de velocidades e nas temperaturas e pressões [72,73,87].

viii. Ao reduzirmos a viscosidade da camada A (caso 8) ao mesmo nível da viscosidade do polímero B (redução de 28,5 %) os efeitos foram (em relação ao caso 1):

$$\begin{aligned} \Delta(\Delta p_{A_1}) &\cong -2,2\text{bar} \cong -27\% , & \Delta e_{A_1} &\cong -0,5\text{mm} \cong -6\% ; \\ \Delta(\Delta p_{A_2}) &\cong -2,1\text{bar} \cong -26\% , & \Delta e_{A_2} &\cong -0,1\text{mm} \cong -2\% ; \\ \Delta(\Delta p_B) &\cong -0,28\text{bar} \cong -17\% , & \Delta e_B &\cong +0,1\text{mm} \cong +0,5\% ; \\ \Delta(\Delta p_C) &\cong -0,3\text{bar} \cong -4\% , & \Delta e_C &\cong -0,5\text{mm} \cong -9\% . \end{aligned}$$

As variações das perdas de carga das camadas A_1 e A_2 são devidas às perdas de carga nas janelas de entrada. A perda de carga da linha B sofre uma alteração importante, porém, a perda de carga da linha C muda pouco.

Portanto, há uma interdependência entre as linhas: flutuações de viscosidade numa linha afetam a pressão das outras linhas.

As espessuras das camadas internas praticamente não variam, porém, as espessuras das camadas em contato com as paredes mudaram bastante. Em particular, a espessura da camada C foi a que mais se alterou por ser a de menor vazão, corroborando o raciocínio exposto no capítulo 5.1.1.1, item v.

ix. Quando aumentamos a viscosidade da camada B em 10% (caso 9), encontramos:

$$\begin{array}{ll} \Delta(\Delta p_{A_1}) \cong 0\text{bar} \cong 0\% , & \Delta e_{A_1} \cong 0\text{mm} \cong 0\% ; \\ \Delta(\Delta p_{A_2}) \cong 0\text{bar} \cong 0\% , & \Delta e_{A_2} \cong -0.1\text{mm} \cong -2\% ; \\ \Delta(\Delta p_B) \cong +0,03\text{bar} \cong +2\% , & \Delta e_B \cong +0,1\text{mm} \cong +0,5\% ; \\ \Delta(\Delta p_C) \cong 0\text{bar} \cong 0\% , & \Delta e_C \cong 0\text{mm} \cong 0\% . \end{array}$$

As alterações produzidas no escoamento pela flutuação da viscosidade da linha B foram mínimas. Portanto, o escoamento conjunto ABAC é relativamente insensível às flutuações da viscosidade da linha B. Ou seja, pelo raciocínio inverso, para haver flutuações significativas da pressão do escoamento conjunto originadas por variações da viscosidade da linha B, estas variações devem ser muito grandes.

x. Ao aumentarmos a vazão da linha B em 30% (caso 7), obtivemos:

$$\begin{array}{ll} \Delta(\Delta p_{A_1}) \cong +0,3\text{bar} \cong +4\% , & \Delta e_{A_1} \cong -0,7\text{mm} \cong -9\% ; \\ \Delta(\Delta p_{A_2}) \cong +0,3\text{bar} \cong +4\% , & \Delta e_{A_2} \cong -0,6\text{mm} \cong -11\% ; \\ \Delta(\Delta p_B) \cong +0,33\text{bar} \cong +20\% , & \Delta e_B \cong +1,7\text{mm} \cong +9\% ; \\ \Delta(\Delta p_C) \cong +0,3\text{bar} \cong +4\% , & \Delta e_C \cong -0,4\text{mm} \cong -8\% . \end{array}$$

A variação da perda de carga da linha B deve-se principalmente à variação da perda de carga antes das camadas se encontrarem. As perdas de carga das linhas A e C mudaram pouco.

Na extrusão de um único polímero a pressão é diretamente proporcional à vazão da linha [16]. Porém, tal não acontece em escoamentos de coextrusão. O aumento de 30% na vazão da linha B corresponde a um aumento de 22% na vazão total do sistema, porém, as pressões das linhas não cresceram proporcionalmente.

Isto ocorre porque a camada B é um “sanduiche” entre as camadas A_1 e A_2 . Logo, as perdas de carga importantes ocorrem nas camadas A_1 e C, que estão em contato com as paredes. Ao aumentarmos a vazão de polímero B, as taxas de cisalhamento nas interfaces A_1B e BA_2 não sobem proporcionalmente, portanto, a restrição ao escoamento da camada B não cresce de forma proporcional à vazão.

As espessuras das camadas sofreram variações menores que a alteração introduzida na vazão do escoamento.

xi. Ao aumentarmos a vazão da linha C em 100% , caso 6, comparando-se com o caso 2, temos:

$$\begin{array}{ll} \Delta(\Delta p_{A_1}) \cong +0,1\text{bar} \cong +1\% , & \Delta e_{A_1} \cong -0,1\text{mm} \cong -1\% ; \\ \Delta(\Delta p_{A_2}) \cong +0\text{bar} \cong 0\% , & \Delta e_{A_2} \cong 0\text{mm} \cong 0\% ; \\ \Delta(\Delta p_B) \cong +0,14\text{bar} \cong +8\% , & \Delta e_B \cong -0,2\text{mm} \cong -1\% ; \\ \Delta(\Delta p_C) \cong +4,8\text{bar} \cong +57\% , & \Delta e_C \cong +0,3\text{mm} \cong +6\% . \end{array}$$

A variação da perda de carga da linha C deve-se quase que inteiramente ao aumento da perda de carga na janela de entrada. Porém, para o aumento de 100% da vazão da camada C, a perda de carga subiu somente 55%. A perda de carga da

linha C não subiu proporcionalmente ao aumento da vazão, porque a dissipação viscosa diminuiu a viscosidade do polímero C em contato com as paredes.

A linha B é muito influenciada pela linha C, pois, para um aumento de 100% da vazão do polímero C, que correspondente a um acréscimo de 3% na vazão total, a perda de carga na linha B subiu 8%. Tal ocorre porque a camada C está em contato com as paredes da caixa de coextrusão, logo, é nela que ocorre a maior parte da dissipação da energia mecânica. Variações nas condições da camada C são muito influentes no escoamento global (segue o mesmo raciocínio exposto no item anterior).

As espessuras das camadas não sofreram alterações importantes, revelando a relativa insensibilidade da posição das interfaces às flutuações das vazões das linhas.

Porém, comparativamente, as variações na espessura da camada C foram as mais fortes. Este resultado revalida a afirmação de que o fato da camada C ser muito fina e “engrossar” bastante na caixa de coextrusão implica que está mais sujeita a variações da espessura.

xii. No caso 10, em que baixamos em 10°C a temperatura da camada C, obtivemos, comparado ao caso 2:

$$\begin{array}{ll} \Delta(\Delta p_{A_1}) \cong -0,2\text{bar} \cong -2\% , & \Delta e_{A_1} \cong -0,2\text{mm} \cong -3\% ; \\ \Delta(\Delta p_{A_2}) \cong -0,2\text{bar} \cong -2\% , & \Delta e_{A_2} \cong -0,9\text{mm} \cong -16\% ; \\ \Delta(\Delta p_B) \cong +0,03\text{bar} \cong +2\% , & \Delta e_B \cong -0,8\text{mm} \cong -4\% ; \\ \Delta(\Delta p_C) \cong +0,9\text{bar} \cong +11\% , & \Delta e_C \cong +1,9\text{mm} \cong +35\% . \end{array}$$

A redução de 10°C na temperatura da camada C corresponde a um aumento de 28% da sua viscosidade (vide o capítulo 4.2.2.1). A espessura da camada C aumentou quase proporcionalmente. Por outro lado, no caso 6,

verificamos que o aumento da espessura da camada C foi muito inferior ao aumento da sua vazão. Portanto, este resultado demonstra que as razões de viscosidades das camadas é um parâmetro muito mais importante que as razões de vazões na determinação de suas espessuras.

A variação da perda de carga da linha C deve-se principalmente ao aumento da perda de carga na janela de entrada. As perdas de carga na outras linhas foram pouco influenciadas.

As variações das perdas de cargas das linhas foram pequenas. Por outro lado, há um rearranjo completo das espessuras das camadas. Este resultado mostra a grande influência da temperatura sobre as relações de espessuras das camadas. Em especial, em linhas industriais, que geralmente envolvem grandes equipamentos, os gradientes locais de temperatura existentes provocam irregularidades de espessuras das camadas. Este é um dos motivos que justifica a escolha de fieiras multicanais em sistemas cujas diferenças de temperaturas entre as camadas são muito elevadas (vide o capítulo 2.1).

Numa linha de extrusão de um único polímero pode-se perceber as flutuações da temperatura do polímero fundido através das variações da pressão (pois, a temperatura afeta viscosidade, que atua diretamente sobre a pressão). Porém, na linha de coextrusão a grande variação da temperatura da camada C não é percebida pelo simples acompanhamento da pressão. Conclui-se que nas linhas de coextrusão, o monitoramento das temperaturas dos polímeros fundidos de cada uma das linhas fornece dados indispensáveis sobre o processo.

O aquecimento viscoso da camada C foi o mais significativo, a temperatura subiu aproximadamente 4°C, devido à maior viscosidade do polímero C. Como a troca térmica por condução entre as camadas é ruim dentro do “feedblock”, a camada C ainda está 6°C mais fria que as outras na sua saída.

xiii. Quando a viscosidade de uma determinada camada sobe ou desce em relação às outras, a espessura e o tempo de residência desta camada aumentam ou diminuem, respectivamente.

Note que, mesmo quando as camadas A_1 , A_2 e B têm a mesma viscosidade (caso 8), os tempos de residências das camadas são bem diferentes, devido ao fato de uma delas estar em contato com a parede e as outras não (maior tensão de cisalhamento).

5.3 SIMULAÇÕES DO ESCOAMENTO NA FIEIRA

Realizamos simulações tridimensionais de diversos casos da extrusão de um único polímero através de uma fieira do tipo cabide linear (“linearly tapered coathanger flat die”).

Os parâmetros importantes da fieira são apresentados nas figuras 5.3.I a 5.3.IV.

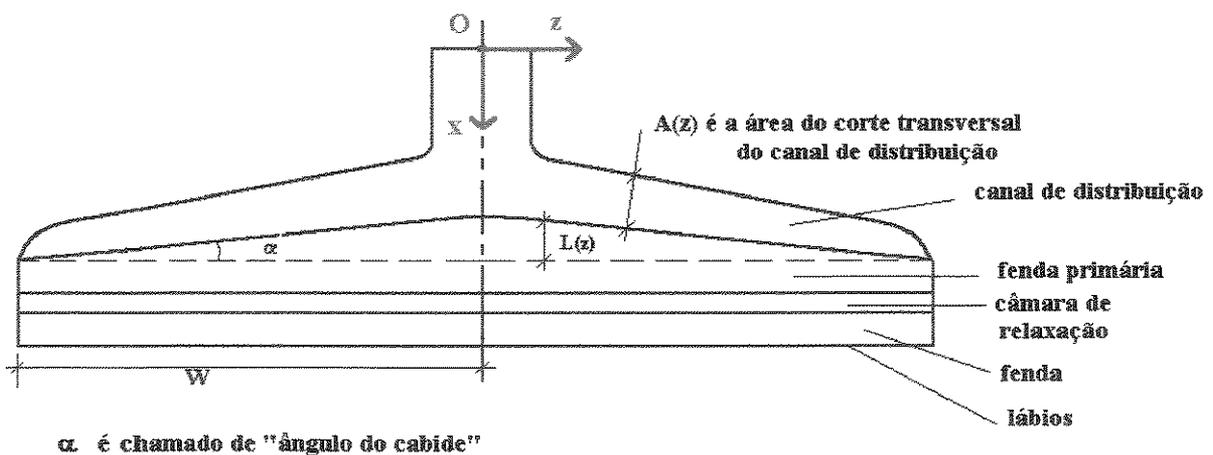


Fig. 5.3.I Parâmetros principais da fieira e nomenclatura das partes.

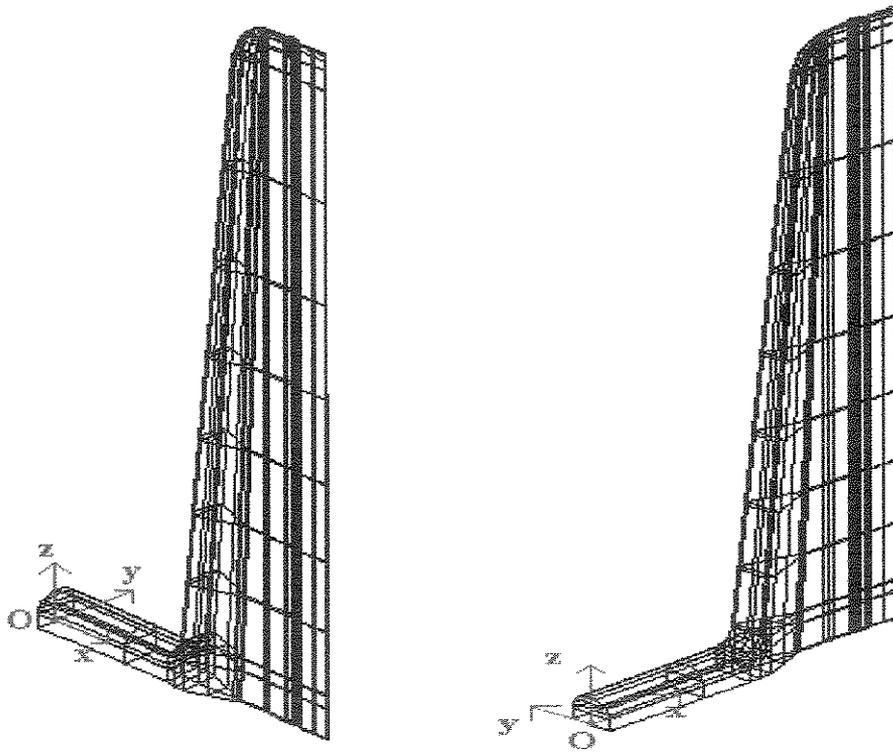


Fig. 5.3.II Vistas em perspectiva da fieira em estudo e da malha de elementos finitos implementada.

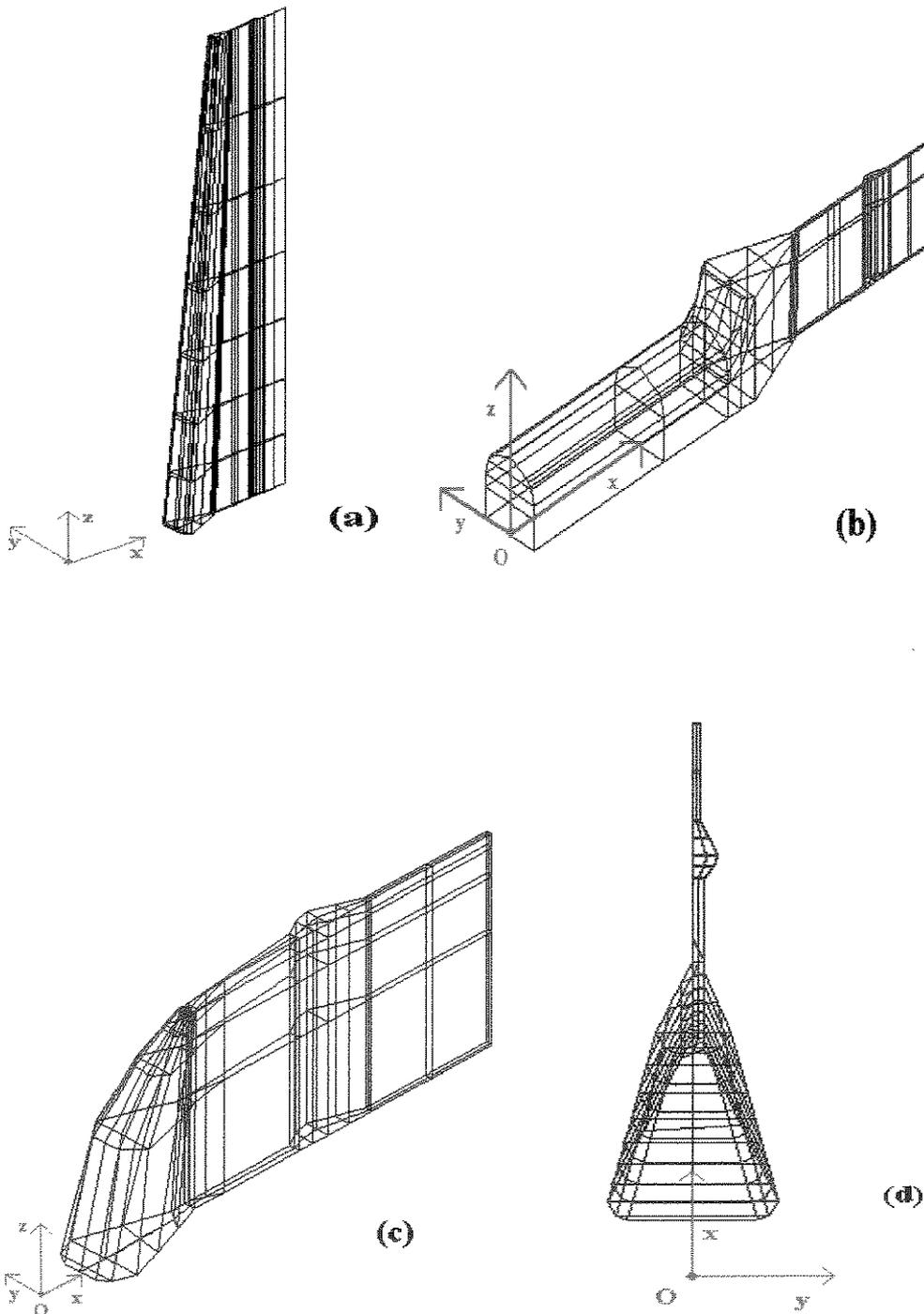


Fig. 5.3.III Vistas em perspectiva do corpo principal do cabide (a), da região de entrada (b), da borda (c) e vista lateral do cabide (d) da feira em estudo e da malha de elementos finitos implementada.

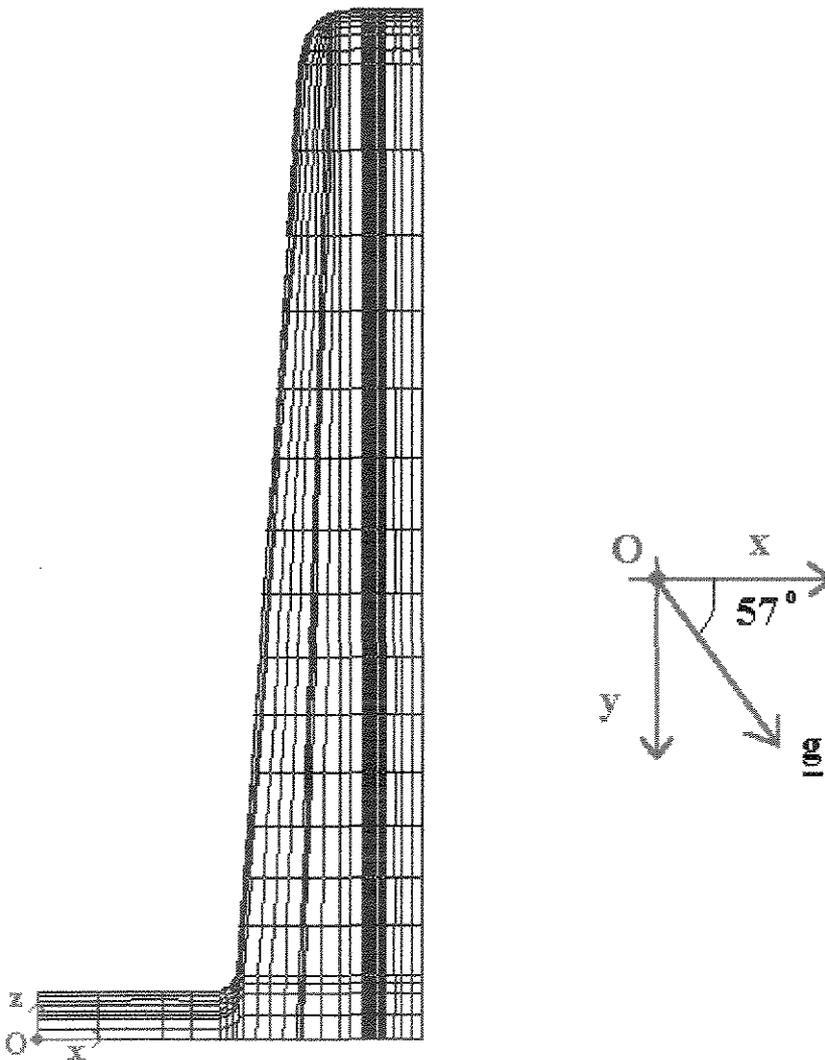


Fig. 5.3.IV Corte no plano xz em $y = 0,75\text{mm}$ da fieira em estudo. O plano xz em $y = 0$ está inclinado 57° em relação à horizontal.

Casos simulados.

1. Fieira com abertura dos lábios constante e igual a 1,5 mm, polímero B escoando através dela e modelo reológico de Bird-Carreau + efeitos inerciais e gravitacionais.

2. Fieira com abertura dos lábios constante e igual a 1,5 mm, polímero B escoando através dela e modelo reológico newtoniano + efeitos inerciais e gravitacionais.
3. Fieira com abertura dos lábios constante e igual a 1,5 mm, polímero B escoando através dela e modelo reológico newtoniano.
4. Fieira com abertura dos lábios constante e igual a 1,5 mm, polímero A escoando através dela e modelo reológico de Bird-Carreau + efeitos inerciais e gravitacionais.
5. Fieira com abertura dos lábios constante e igual a 1,5 mm, polímero B escoando através dela e modelo reológico de Bird-Carreau + efeitos inerciais e gravitacionais, mas com índice de potências $n=0,7$.
6. Fieira com abertura dos lábios constante e igual a 1,5 mm, polímero B escoando através dela, mas com a viscosidade 100% mais alta (apenas η_0 é alterado) e modelo reológico de Bird-Carreau + efeitos inerciais e gravitacionais.
7. Fieira com abertura dos lábios constante e igual a 2,4 mm, polímero B escoando através dela e modelo reológico de Bird-Carreau + efeitos inerciais e gravitacionais.
8. Fieira com abertura dos lábios constante e igual a 2,4 mm, polímero B escoando através dela, vazão 30% superior ao valor nominal e modelo reológico de Bird-Carreau+ efeitos inerciais e gravitacionais.
9. Fieira com abertura dos lábios constante e igual a 1,5 mm, porém, com o comprimento da fenda seguindo uma equação parabólica, polímero B escoando através dela e modelo reológico de Bird-Carreau + efeitos inerciais e gravitacionais.

Estes casos foram escolhidos buscando-se investigar a influência dos parâmetros do processo, da geometria da fieira e das propriedades reológicas dos polímeros que, de acordo com a literatura, são importantes no escoamento.

Todas as simulações realizadas são limitadas ao problema isotérmico em 285°C, pois a memória da estação de trabalho disponível era bastante limitada para tratar problemas tridimensionais. Mesmo restrito à resolução dos problemas isotérmicos, não foi possível refinar adequadamente a malha, para não haver “overflow” de memória: apenas duas segmentações por elemento finito foram feitos na direção z (altura da fieira).

Na resolução dos problemas utilizamos malhas contendo cerca de 600 nós, totalizando aproximadamente 5700 variáveis ativas e 1200 variáveis estáticas. O tempo de processamento total de um problema estava em torno de 1h.

A fieira plana do tipo cabide linear é extensamente utilizada na indústria e caracteriza-se por ter o comprimento da fenda e a área da secção transversal do canal de distribuição diminuindo linearmente na direção da largura. Isto é:

$$L(z) = L_0 \cdot (1 - z/W) \quad , \quad (5.3.1)$$

$$A(z) = A_0 \cdot (1 - z/W) \quad , \quad (5.3.2)$$

em que L_0 é o comprimento da fenda e A_0 é a área da seção transversal do canal de distribuição no plano de simetria xy em $z = 0$, respectivamente e W é a metade da largura da fieira.

A seção transversal do canal de distribuição tem uma forma característica tradicional, chamada de geometria tipo gota (“teardrop geometry”).

No caso 9 simulamos o escoamento numa fieira com comprimento da fenda seguindo uma equação parabólica e a seção transversal variando linearmente, i. e.:

$$L(z) = L_0 \cdot (1 - (z/W)^2) , \quad (5.3.3)$$

$$A(z) = A_0 \cdot (1 - z/W) . \quad (5.3.4)$$

Este perfil parabólico para o comprimento da fenda corresponde ao projeto ótimo (obtido de um cálculo analítico unidimensional simplificado) de uma feira do tipo T ($A(z) = A_0 = \text{constante}$) com canal de secção transversal circular e escoamento newtoniano, com o objetivo de se obter uma vazão de extrusão uniforme para uma abertura constante dos lábios (vide o capítulo 2.5).

Há diversos projetos ótimos de feiras do tipo cabide, obtidos por estudos analíticos do escoamento [61,63-65], conforme visto no capítulo 2.5. Os projetos ótimos mais usuais em escoamentos newtonianos são:

- o comprimento da fenda variando linearmente na direção da largura e a área da secção transversal do canal de distribuição variando proporcionalmente a $(1 - z/W)^{1/2}$ [16,42];

- a área da secção transversal do canal de distribuição variando proporcionalmente a $(1 - z/W)^{2/3}$ e o comprimento da fenda seguindo uma equação polinomial muito complexa (aproximadamente proporcional a $(1 - z/W)^{2/3}$) [61,65].

Porém, a usinagem de feiras segundo estes projetos ótimos teóricos é uma tarefa mecânica muito difícil de se executar. A aproximação usual feita por fabricantes de equipamentos é a confecção de uma feira do tipo cabide que mantém a secção transversal variando linearmente e faz o comprimento da fenda seguir uma equação parabólica.

Este tipo de feira é comercialmente disponível, porém, apresenta um custo bem mais elevado que o de uma feira linear tradicional. Por meio da simulação do caso 9, avaliamos a eficácia desta feira na uniformização da vazão de polímero na sua saída e discutimos se o benefício obtido pode compensar o investimento mais alto necessário para a sua aquisição.

Não encontramos na literatura nenhuma referência de simulações de feiras com fendas de perfil parabólico.

A vazão de polímero através da feira é igual a soma das vazões das camadas A, B e C. Escolhemos a viscosidade do conjunto de polímeros igual a do polímero B por causa do efeito do fator de redução do gradiente de pressões (PGRF ou “Pressure Gradient Reduction Factor”) existente em escoamentos de coextrusão [4], que se passa da seguinte forma:

- quando o fluido menos viscoso é envolvido pelo mais viscoso, a perda de carga total do escoamento é um valor entre as perdas de carga dos escoamentos isolados dos fluidos;

- quando o fluido menos viscoso envolve o mais viscoso, a perda de carga total do escoamento é inferior àquela do escoamento isolado do fluido menos viscoso.

Ou seja, a perda de carga nos escoamentos de coextrusão é sempre menor que a perda de carga que haveria no escoamento isolado da camada que está em contato com as paredes.

No nosso caso, os polímeros que estão em contato com as paredes do canal são as camadas A e C. Portanto, a perda de carga total na feira deve ser inferior às perdas de carga dos escoamentos isolados dos polímeros A ou C na feira. Utilizamos como critério para estimar o fator de redução da perda de carga do escoamento na feira, que o escoamento conjunto ABAC pode ser representado pela viscosidade da camada menos viscosa - a camada B. Desta forma, garantimos que a perda de carga total na feira será menor que aquela dos escoamentos isolados dos polímeros A ou C na feira (ou seja, impomos um fator de redução da perda de carga fictício).

Os resultados das simulações são apresentados nas figuras 5.3.1 a 5.3.81.

Os campos de velocidade e pressão são sempre apresentados sobre cortes realizados na feira tridimensional.

Discussão.

Caso 1.

Vide as figuras 5.3.1 a 5.3.33.

Começamos estudando o escoamento do polímero B modelado pela equação de Bird-Carreau. Este modelo representa bem, tanto a região de comportamento newtoniano, como a região de comportamento pseudoplástico do polímero. Portanto, em princípio é o modelo mais apropriado, pois na feira há regiões de taxas de cisalhamento baixas (canal de distribuição) e de taxas de cisalhamento elevadas (fenda).

i. Quando os lábios da feira estão uniformemente abertos, a vazão de polímero na saída não é uniforme; há um escoamento preferencial pelo centro da feira.

Na faixa central da feira, aproximadamente até 50% da sua largura, a vazão é relativamente constante, porém, nas bordas a velocidade de extrusão é cerca de 8% mais baixa que no centro da feira. Vide as figuras 5.3.31 e 5.3.32.

ii. Na região de entrada da feira há uma forte desaceleração da componente de velocidade v_x do fluido. Isto ocorre porque há um aumento muito grande da área da seção transversal do escoamento. Este fluxo divergente é extremamente indesejável, pois, pode ser um ponto de origem das instabilidades interfaciais. Vide as figuras 5.3.1 e 5.3.13.

iii. A perda de carga acontece predominantemente na fenda da fieira. Comparativamente, a perda de carga do escoamento no canal de distribuição é pequena. Vide as figuras 5.3.4, 5.3.17, 5.3.18 e 5.3.28 a 5.3.30.

Porém, a vazão não-uniforme de polímero na saída da fieira deve-se a esta pequena perda de carga no canal de distribuição, a qual não é corretamente equilibrada pela variação linear do comprimento da fenda.

No centro da fieira a pressão do escoamento é maior que nas bordas. Então, confecciona-se a fenda com maior comprimento no centro com objetivo de introduzir uma perda de carga de compensação, de modo que a pressão ao longo da largura da fieira se equalize. Como a perda de carga ao longo do canal de distribuição não ocorre de forma linear, a variação linear do comprimento da fenda não consegue estabelecer o balanço correto das perdas de cargas no centro e nas bordas da fieira.

A perda de carga para o polímero atingir as bordas da fieira é maior que no centro, conseqüentemente, há um escoamento preferencial pelo centro dela.

iv. A componente de velocidade v_z é desprezível dentro da fenda, indicando que o efeito de fluxo unidirecional no sentido da extrusão é obtido (“streamlining effect”) [42]. Este tipo de escoamento é importante para que o nível de orientação das moléculas do polímero seja uniforme ao longo da largura da fieira. Caso contrário, as propriedades do filme obtido e o inchamento do extrudado na saída da fieira (“die swell”) não seriam uniformes [42], causando perda de qualidade do filme (variações da espessura na direção transversal do filme, sujeiras nos lábios da fieira gerando riscos no filme, ...). Vide as figuras 5.3.3, 5.3.25 a 5.3.27.

v. Na câmara de relaxação a componente de velocidade v_z é significativa. Vide a figura 5.3.27.

Isto significa que a câmara de relaxação está servindo ao propósito para o qual foi concebida: equalizar a pressão ao longo da largura da feira, melhorando a uniformidade do escoamento na sua saída (vide as figuras 5.3.4 e 5.3.8). Porém, revela que o projeto não-ótimo da feira prejudica a ação de orientação das moléculas do fluido.

vi. Devido ao perfil tipo gota do cabide não ser simétrico, o campo de velocidade v_y é assimétrico. Ao se utilizar esta feira em sistemas de coextrusão, isto significa que, mesmo nos escoamentos multicamadas simétricos, podem ser geradas assimetrias que perturbariam a regularidade da espessura das camadas.

Este é mais um resultado que explica porque os sistemas de coextrusão tipo “feedblock” + feira tradicional não são adequados à fabricação de filmes coextrudados com grande precisão das espessuras das camadas. Vide as figuras 5.3.15 e 5.3.22.

vii. O efeito das bordas no escoamento é desprezível. A resistência ao escoamento do polímero nas bordas é maior, porém, a influência da restrição lateral é limitada a uma faixa muito pequena da largura da feira. Vide as figuras 5.3.1 e 5.3.10.

Casos 2 e 3.

Vide as figuras 5.3.34 a 5.3.39.

A partir da simulação do caso 2, comparamos as diferenças do comportamento da feira em relação ao caso 1, supondo que o polímero B é newtoniano.

As características básicas do escoamento não se alteram, porém, percebem-se:

- como o modelo newtoniano não prevê a diminuição da viscosidade do polímero, à medida que a taxa de cisalhamento na fenda aumenta, a perda de carga total calculada é maior: 40,0 bar no caso newtoniano e apenas 31,3 bar no escoamento de Bird-Carreau. Vide as figuras 5.3.4 e 5.3.34.

- pelo mesmo motivo, melhora a uniformidade de vazão na saída da feira: a vazão nas bordas é cerca de 4,5 % menor que a vazão no centro. Vide as figuras 5.3.35 e 5.3.36.

Estes resultados concordam com as previsões obtidas através dos modelos analíticos unidimensionais discutidos no capítulo 2.5 [16,42].

Percebe-se também que a velocidade máxima na feira não acontece na linha de simetria $z = 0$, mas numa posição intermediária entre o centro e as bordas (distante do centro aproximadamente $1/3$ da largura da feira). Este resultado demonstra que a variação linear do comprimento da fenda é muito rápida no centro da feira: o comprimento deveria diminuir mais lentamente para restringir o escoamento preferencial pelo centro. Vide as figuras 5.3.35, 5.3.36 e 5.3.39.

O caso 3 é exatamente igual ao caso 2, porém, eliminamos os termos inerciais e gravitacionais do equacionamento. Os resultados das simulações foram praticamente idênticos aos do caso 2. Os efeitos inerciais ($Re \leq 0,04$) e gravitacionais são desprezíveis. Vide as figuras 5.3.38 e 5.3.39.

Caso 4.

Vide as figuras 5.3.40 a 5.3.46.

Ao substituírmos o fluido na feira pelo polímero A, aumenta a viscosidade no patamar newtoniano e simultaneamente diminui o índice de potência do fluido.

As características do escoamento na feira não mudam. Há poucas diferenças em relação ao caso 1. A uniformidade da vazão na saída da feira é pior: nas bordas, a velocidade de extrusão é 9% inferior àquela no centro da feira. Vide a figura 5.3.45.

Este resultado está de acordo com os estudos analíticos citados na literatura [16,42,64], que mostram que quanto mais acentuado é o caráter pseudoplástico do polímero (i.e., menor o índice de potências n), pior é a uniformidade da vazão na saída de uma feira do tipo cabide linear. Vide também as conclusões do caso 2.

No canal de distribuição, enquanto o polímero caminha em direção às bordas da feira, a taxa de deformação do escoamento cresce (devido ao afinamento do canal) e portanto, a sua viscosidade diminui progressivamente. Na fenda a viscosidade é a mínima, pois é a região da feira onde a taxa de deformação do escoamento é máxima. Quanto mais pseudoplástico for o polímero, mais rapidamente diminui a sua viscosidade no canal de distribuição e é ainda maior a redução da viscosidade na fenda. Portanto, comparado a um polímero menos pseudoplástico, a perda de carga no canal de distribuição é proporcionalmente mais alta que na fenda, i. e., a relação $(\Delta p_{\text{fenda primária}} + \Delta p_{\text{fenda}})/(\Delta p_{\text{canal de distribuição}})$ diminui. Logo, quanto mais pseudoplástico for o polímero, maior a resistência imposta pelo canal de distribuição e menor a vazão deste polímero nas bordas.

Aumenta a perda de carga total do escoamento: 40,9 bar. Vide a figura 5.3.41. O aumento da perda de carga foi de 31% em relação ao caso 1. Portanto, aumentou quase proporcionalmente à diferença das viscosidades newtonianas dos polímeros A e B. A perda de carga não subiu de maneira exatamente proporcional porque a pseudoplasticidade dos polímeros altera a razão das viscosidades das camadas A e B no escoamento na fenda.

Este resultado constitui-se numa limitação da análise do escoamento com um único fluido na feira, pois, como demonstramos no capítulo 5.2, em sistemas de coextrusão as variações da pressão do escoamento não são proporcionais às viscosidades dos polímeros.

Casos 5 e 6.

Vide as figuras 5.3.47 a 5.3.54.

Por meio destas duas simulações, queremos separar a influência do parâmetros viscosidade e índice de potências do fluido sobre a uniformidade da vazão na saída da feira.

Inicialmente (caso 5) reduzimos o índice de potências do polímero B para $n=0,7$, conservando-se o valor da viscosidade newtoniana igual a 130 Pa.s. Comparados ao caso 1, os resultados obtidos são:

- a uniformidade da vazão na saída da feira piora significativamente: a vazão nas bordas passa a ser 15% mais baixa que no centro da feira;
- a perda de carga total é bem menor: 23,7 bar (-25%).

Os resultados mostram que a qualidade do projeto da feira para estabelecer uma vazão de saída uniforme depende do caráter pseudoplástico do polímero: quanto mais pseudoplástico o polímero, menor é a vazão nas bordas da

fieira. Num escoamento multicamadas, os polímeros possuem propriedades distintas uns dos outros e portanto, devem ter comportamentos diferentes dentro da fieira.

Devido à geometria complexa da fieira, as razões de viscosidades entre as camadas variam continuamente. Conseqüentemente, as razões de espessuras das camadas também mudam ponto-a-ponto no seu interior, levando ao estabelecimento de distribuições irregulares das espessuras ao longo da largura do filme. Pode-se dizer que o polímero mais pseudoplástico terá a tendência de ser encapsulado pelo menos pseudoplástico.

Tendo em vista esta conclusão e comparando-se os resultados dos casos 1 e 4, podemos supor que as diferenças nos escoamentos das camadas A ($n \cong 0,83$) e B ($n \cong 0,86$) não são tão significativas a ponto de produzirem uma estrutura multicamadas de espessuras completamente deformada. Porém, a diferença de comportamento do polímero C ($n \cong 0,75$) em relação aos polímeros A e B nos permite supor que o escoamento através da fieira de uma estrutura multicamadas incluindo a camada C pode conduzir a uma distribuição bastante irregular da espessura desta camada.

No caso 6 simulamos a influência do parâmetro η_0 sobre a uniformidade do escoamento na fieira. Aumentamos a viscosidade newtoniana do polímero em 100%, porém, o índice de potências foi mantido constante e igual a 0,86. Comparados aos resultados do caso 1, temos:

- a diferença entre as velocidades no centro e nas bordas da fieira é igual a 8% do valor da velocidade no plano de simetria xz em $y=0$;
- a perda de carga total dobra: 62,7 bar.

Ao dobrarmos o valor da viscosidade do polímero B não houve nenhuma alteração no campo de velocidade do escoamento na fieira; estes são exatamente iguais aos calculados no caso 1. Comparar as figuras 5.3.1 e 5.3.51.

Este resultado concorda com as conclusões das abordagens analíticas aproximadas, pelas quais se demonstra que a uniformidade da vazão na saída de uma fieira do tipo cabide independe do valor da viscosidade do polímero no patamar newtoniano [16,42].

Esta é uma das grandes vantagens das fieiras do tipo cabide que justificam a sua ampla utilização industrial, pois, a vazão de polímero extrudado não segue as flutuações da viscosidade do polímero (sempre presentes nos processos industriais). Conseqüentemente, a regularidade da espessura total do filme também se mantém inalterada, apesar das flutuações dos parâmetros da linha de extrusão.

Fieiras utilizadas em processos de coextrusão não são insensíveis às variações das viscosidades dos polímeros, pois, as variações não são as mesmas simultaneamente em todas as linhas (influência da interdependência das linhas).

A perda de carga na fieira é diretamente proporcional à vazão no caso de um único polímero escoando pela fieira. Porém, como já foi salientado, este resultado não é válido para os escoamentos multicamadas.

Caso 7.

Vide as figuras 5.3.55 a 5.3.67.

Realizamos simulações do escoamento em uma fieira que tem a mesma geometria da fieira dos casos 1 a 6, à exceção da abertura da fenda que é maior: a abertura da fenda para os lábios paralelos entre si é igual a 2,4 mm.

Nesta fieira a perda de carga imposta pela fenda é menor e portanto, o balanço entre as pressões no canal de distribuição e na fenda é diferente. Comparando-se os resultados com o caso 1, chegamos às conclusões seguintes.

O escoamento na fieira é muito pouco afetado pela alteração realizada na fenda (vide as figuras 5.3.59, 5.3.61 e 5.3.63). A única alteração significativa do campo de velocidades ocorre com a velocidade v_z no canal de distribuição, a qual cai levemente. A relação $(\Delta p_{\text{fenda primária + fenda}})/(\Delta p_{\text{canal de distribuição}})$ é menor, portanto, há uma maior tendência de escoamento na direção x. O polímero escoava para as bordas da fieira com velocidades menores.

A perda de carga na fieira cai bastante: $\Delta p \cong 16,4$ bar.

A vazão na saída da fieira é menos uniforme: a velocidade de extrusão nas bordas é cerca de 15% inferior à velocidade no centro. Vide a figura 5.3.67.

Caso 8.

Vide as figuras 5.3.68 e 5.3.69.

Nesta simulação analisamos a influência da vazão de polímero sobre a uniformidade da vazão na saída da fieira. Os resultados obtidos nas simulações são:

- a vazão nas bordas da fieira é 16% menor que no centro;
- a perda de carga total subiu quase proporcionalmente ao aumento da vazão (em relação ao caso 7): $\Delta p \cong 20,7$ bar ($\cong + 26\%$).

Portanto, a uniformidade da velocidade de extrusão nos lábios da fieira independe da vazão de polímero. Este resultado também concorda com as previsões teóricas feitas com base em modelos analíticos unidimensionais (vide o capítulo 2.5).

Caso 9.

Vide as figuras 5.3.70 a 5.3.81.

O perfil parabólico do comprimento da fenda proporciona apenas uma pequena melhoria da uniformidade da velocidade de extrusão do polímero: nas bordas da fiera a vazão é 6% inferior à vazão no centro. Este resultado mostra que o perfil parabólico ainda está longe do projeto ótimo da fiera.

A perda de carga total da fiera não aumenta, o valor obtido foi 31,4 bar, que é praticamente o mesmo do caso 1. A explicação é simples: nesta fiera, o balanço entre as perdas de carga do escoamento nas bordas e do escoamento no centro é melhor, porém, a perda de carga total não aumenta porque o comprimento L_0 da fenda não foi alterado.

Num processo industrial, para se obter filmes com espessura regular, faz-se a correção da uniformidade da vazão de extrusão impondo-se uma abertura maior dos lábios da fiera nas bordas. Porém, embora a imposição de um perfil não-uniforme de abertura dos lábios da fiera solucione o problema de escoamento preferencial pelo centro, tal procedimento tem uma série de inconvenientes, como descrevemos a seguir.

Formação de escoamentos transversais na região da fenda da fiera que criam diferenças na orientação das moléculas do polímero ao longo da largura da fiera.

A taxa de deformação do escoamento varia de forma quadrática com a abertura da fenda, portanto, as tensões normais e de cisalhamento a que o polímero estará sujeito serão bastante diferentes ao longo da largura da fiera. Conseqüentemente, o inchamento do extrudado (“die swell”) não será uniforme, provocando irregularidades de espessura no filme produzido e gerando problemas

de riscos no filme devido ao acúmulo de sujeira em algumas partes dos lábios da feira.

Num processo industrial sempre ocorrem flutuações de parâmetros, tais como, as viscosidades e as temperaturas dos polímeros, a temperatura da feira e outros. Estas flutuações introduzem alterações no escoamento na feira que perturbam a vazão de extrusão do polímero. Para compensar estas pequenas flutuações da vazão, realiza-se a correção contínua da abertura dos lábios da feira (por meio de sistemas de controle automático).

Porém, a regulagem da abertura dos lábios da feira é uma tarefa muito difícil, pois, são de ordens de grandeza inferiores a 0.1 mm. Como na condição nominal de operação os lábios não estão paralelos, a regulagem da abertura deles é ainda mais sensível do ponto de vista mecânico. As variabilidades transversais e longitudinais da espessura do filme tendem a crescer.

Como os lábios estão mais abertos nas bordas da feira, a velocidade de extrusão é menor (embora a vazão de extrusão tenha sido corretamente compensada). Em consequência, a taxa de estiragem na extrusão (i. e., a razão velocidade de estiragem do filme/velocidade de extrusão na feira) é mais alta nas bordas do filme, podendo levar a problemas de pulsação das bordas do filme durante a extrusão (ressonância do extrudado ou “draw resonance”) [6,41].

A velocidade de extrusão nas bordas mais baixa também favorece a formação de pontos em que o polímero “cola” na superfície metálica (“dead spots”), gerando barreiras ao escoamento que exigem constantes correções da abertura dos lábios da feira para manter a uniformidade da vazão de extrusão. Muitas vezes, este acionamento exaustivo do sistema de controle de abertura dos lábios pode levar a histerese mecânica do ajuste dos lábios, havendo a necessidade da substituição da feira para limpeza.

Deste modo, a melhor uniformidade da vazão de extrusão das feiras é um requisito de processo muito importante. Porém, o ganho obtido com a feira parabólica não foi significativo. Numa linha industrial, as variações da espessura não podem ser maiores que $\pm 1\%$ e portanto, numa feira parabólica permanece o problema de ter-se que operar com aberturas maiores dos lábios nas bordas.

Na câmara de relaxação a componente de velocidade v_z é menor que no caso 1, ou seja, os fluxos laterais são muito menos importantes que numa feira linear. O efeito de orientação das moléculas do polímero durante a extrusão será muito mais efetivo, contribuindo para a obtenção de filmes de melhor qualidade.

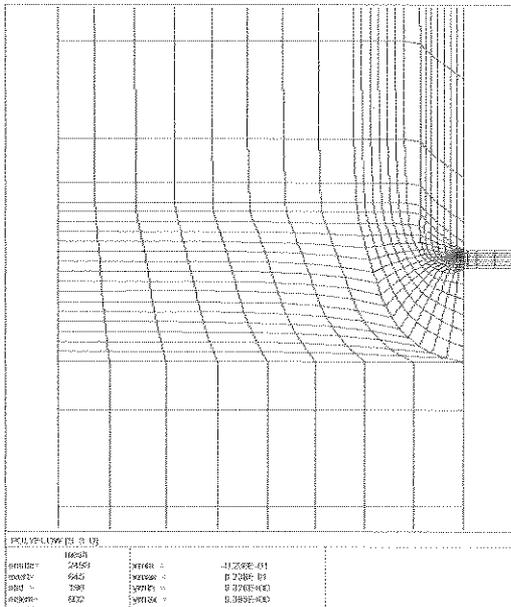


Fig. 5.1.1.1.1 Malha de elementos finitos (solução calculada) p/ entrada C a 90° sem alargamento do canal.

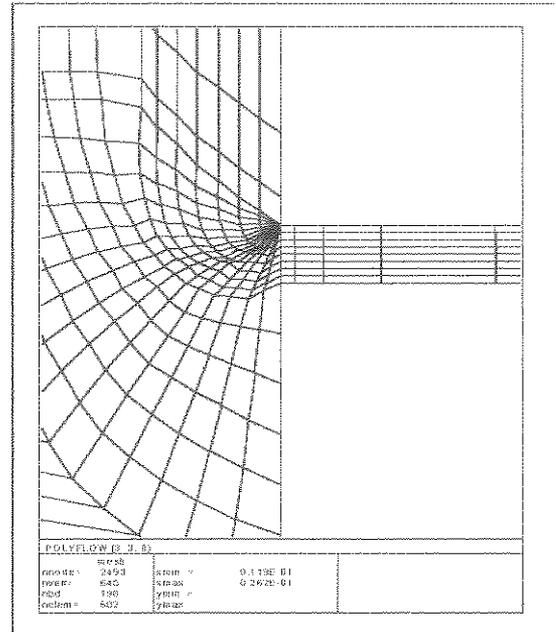


Fig. 5.1.1.1.2 Detalhe da malha no ponto de entrada da camada C.

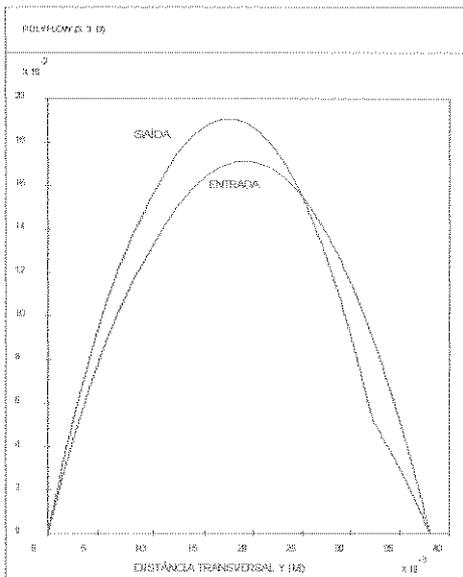
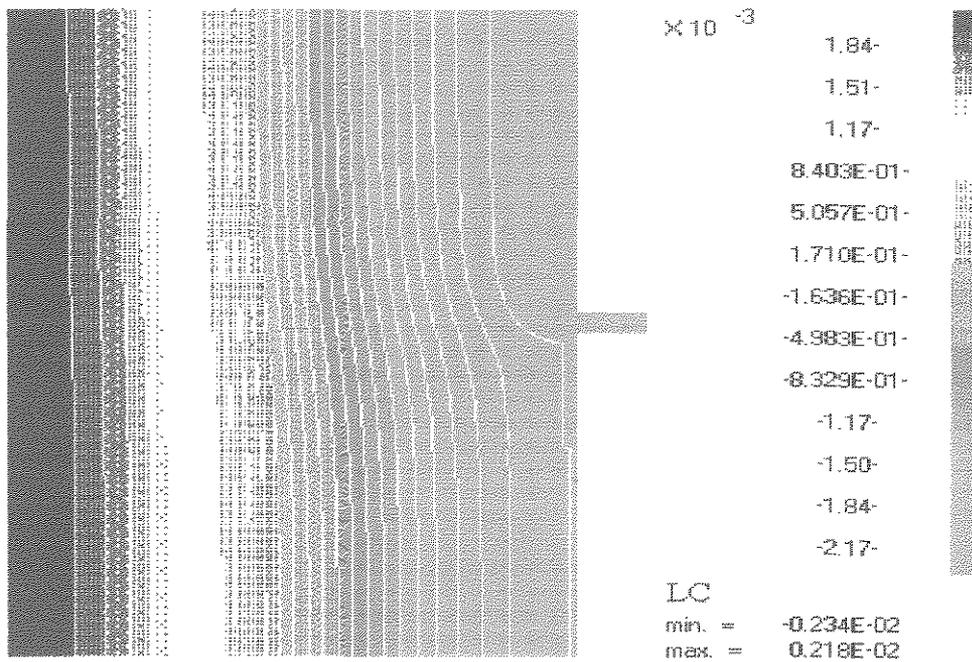
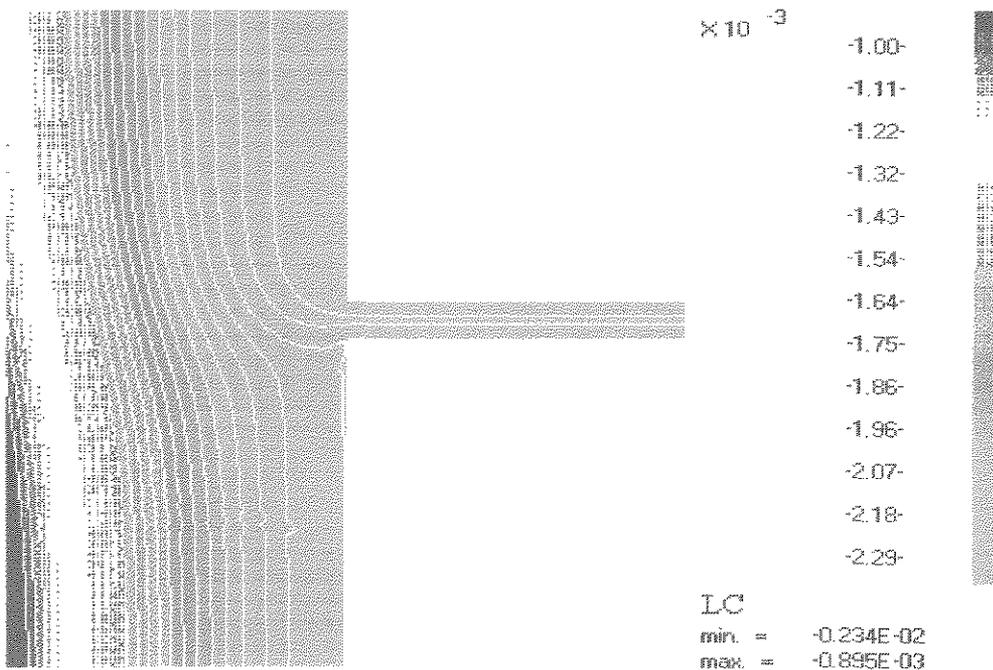


Fig. 5.1.1.1.3 Velocidades v_x na entrada e na saída do "feedblock".



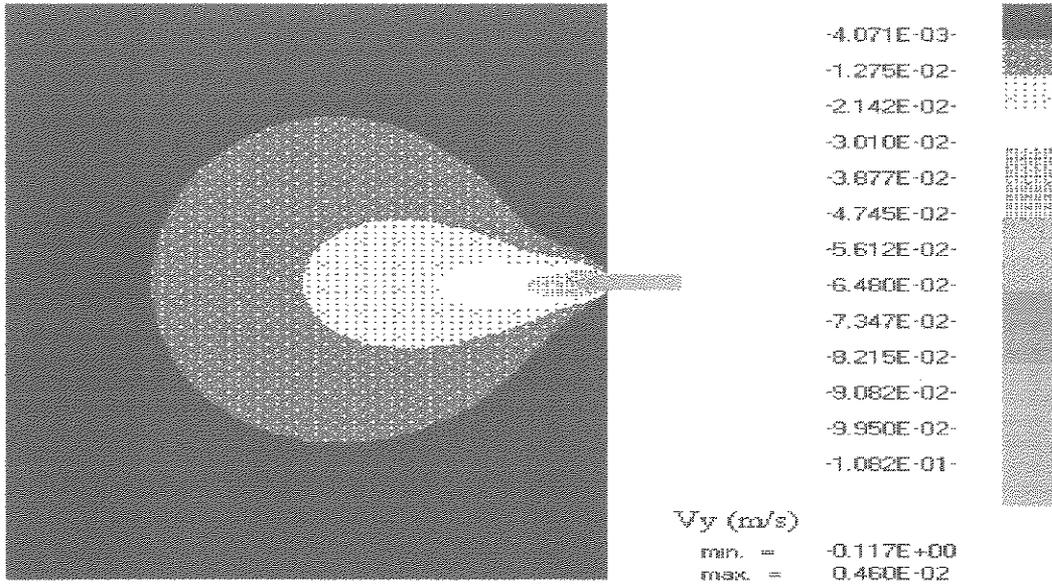
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.1.1.1.4 Linhas de corrente p/ entrada da camada C a 90° sem alargamento.



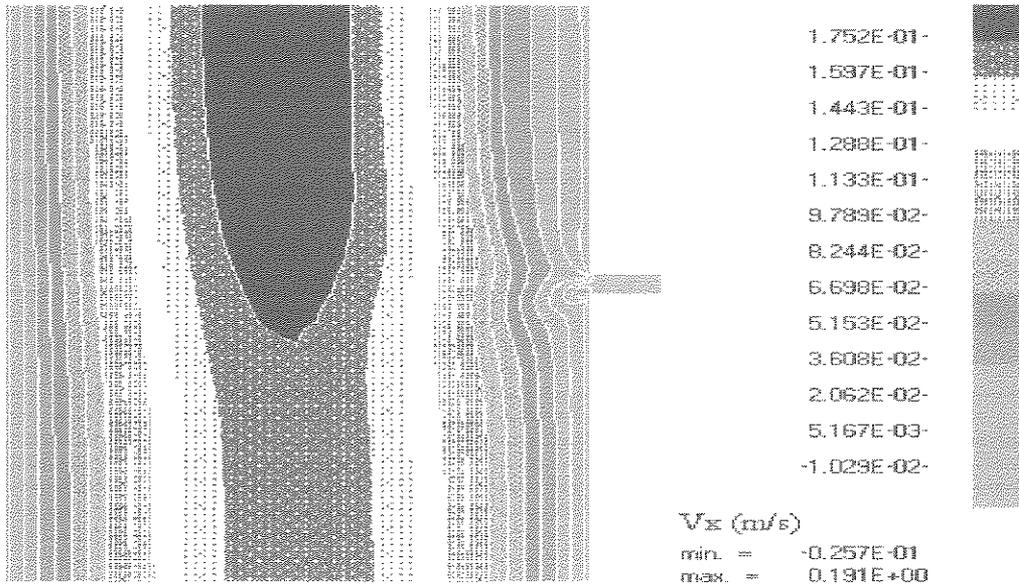
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig 5.1.1.1.5 Linhas de corrente em torno do ponto de entrada da camada C.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig 5.1.1.1.6 Curvas de isovelocidades v_y .



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig 5.1.1.1.7 Curvas de isovelocidades v_x .

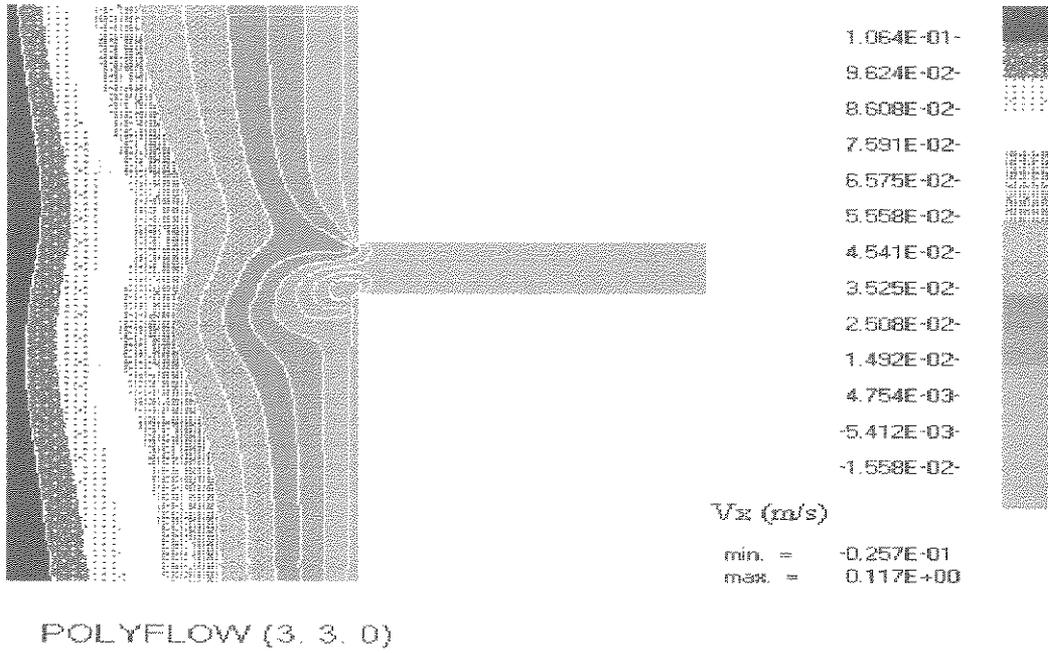


Fig 5.1.1.1.8 Isovelocidades v_x em torno do ponto de entrada da camada C.

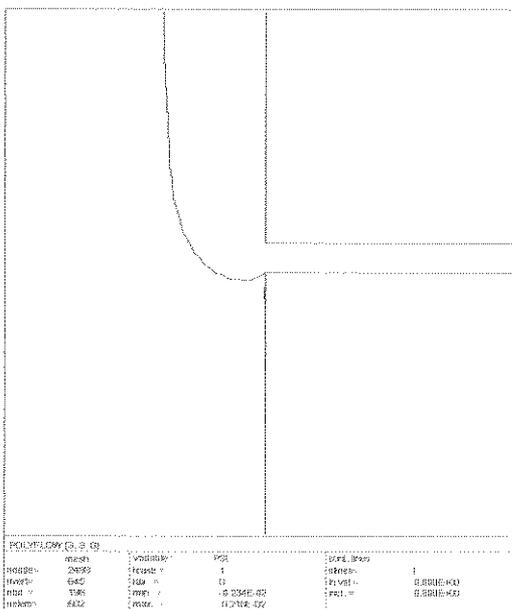


Fig 5.1.1.1.9 Linha de corrente da camada B na interface BC.

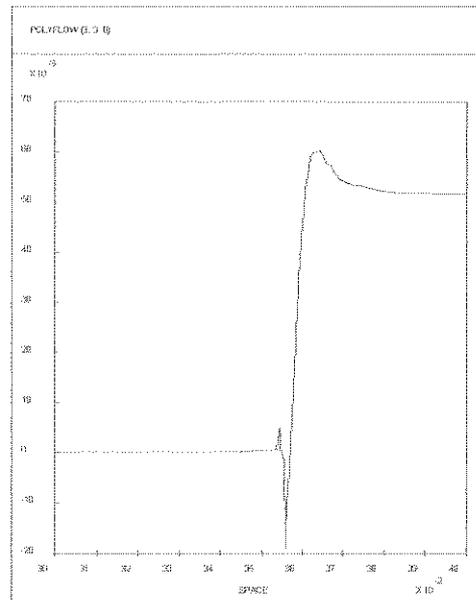


Fig 5.1.1.1.10 Vel. v_x ao longo da linha de corrente na interface BC.

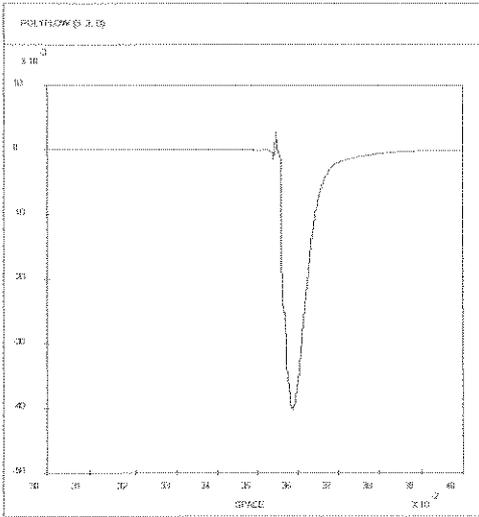


Fig. 5.1.1.1.11 Velocidade v_y na linha de corrente na interface BC.

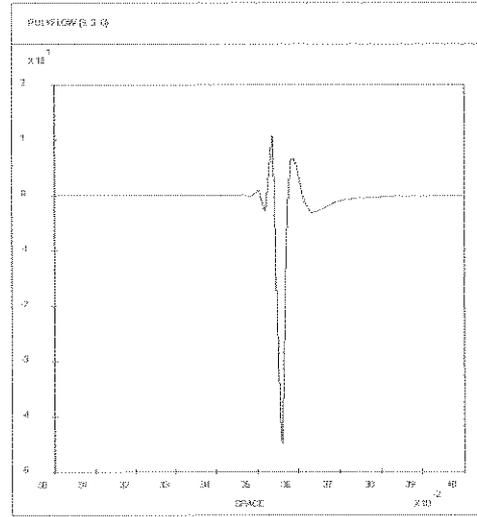


Fig. 5.1.1.1.12 Comp. elongacional d_{11} do tensor taxa de deformação $\underline{\underline{\dot{\gamma}}}$ na linha de corrente na interface BC.

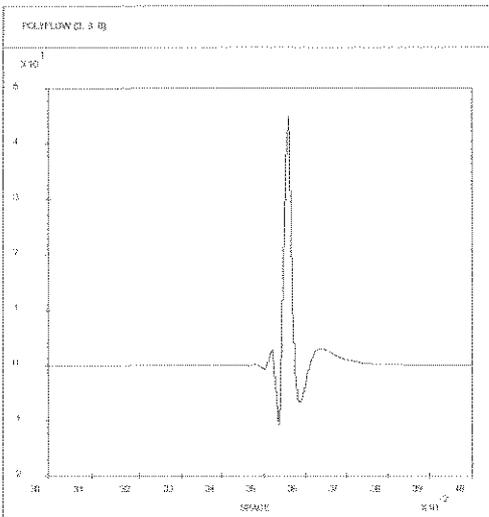


Fig. 5.1.1.1.13 Componente elongacional d_{22} do tensor $\underline{\underline{\dot{\gamma}}}$ na LC na interface BC.

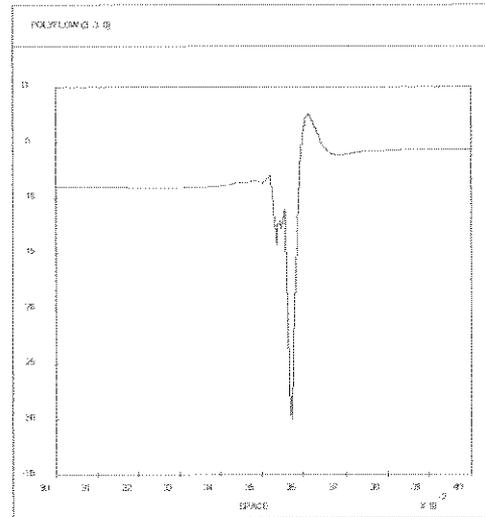


Fig. 5.1.1.1.14 Componente de cisalhamento d_{12} do tensor $\underline{\underline{\dot{\gamma}}}$ na LC na interface BC.

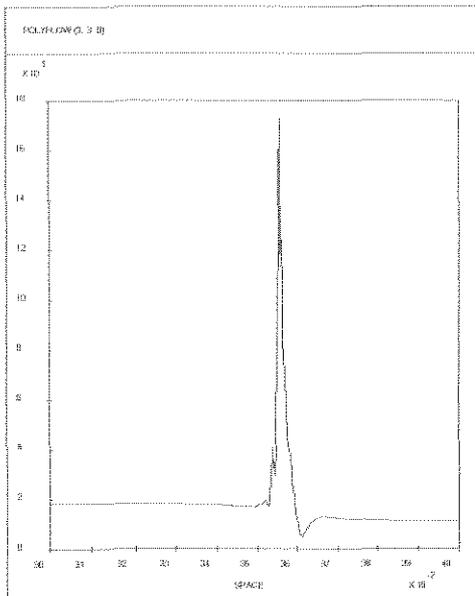


Fig. 5.1.1.1.15 Taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$
na linha de corrente na interface BC.

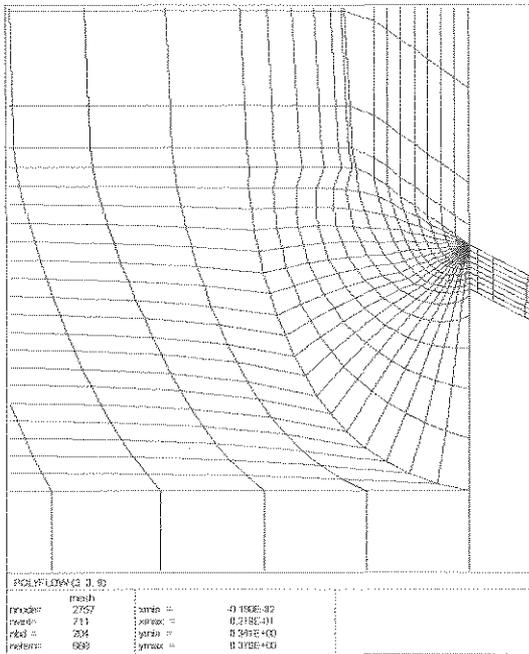


Fig. 5.1.1.2.1 Detalhe da malha em torno da entrada C a 60°.

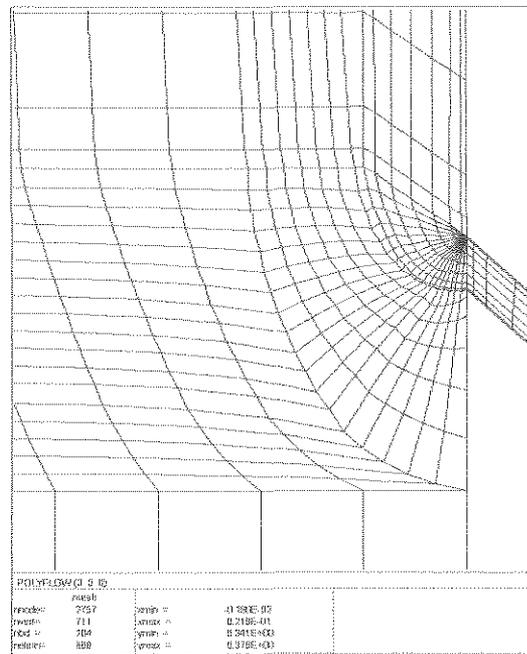


Fig 5.1.1.2.2 Detalhe da malha em torno da entrada C a 45°.

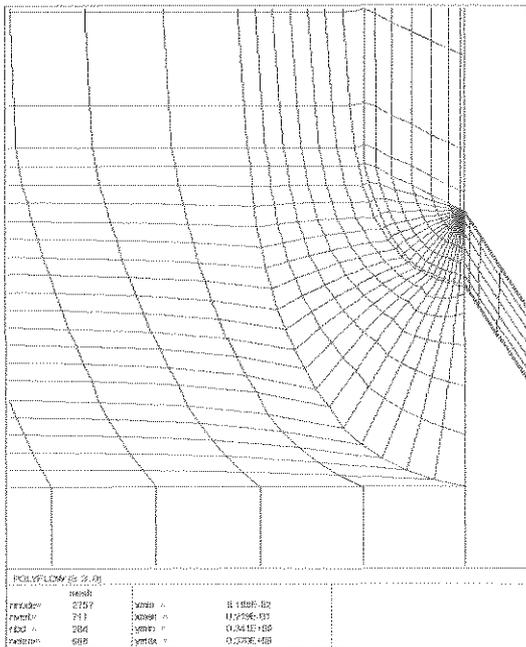


Fig. 5.1.1.2.3 Detalhe da malha em torno da entrada C a 30°.

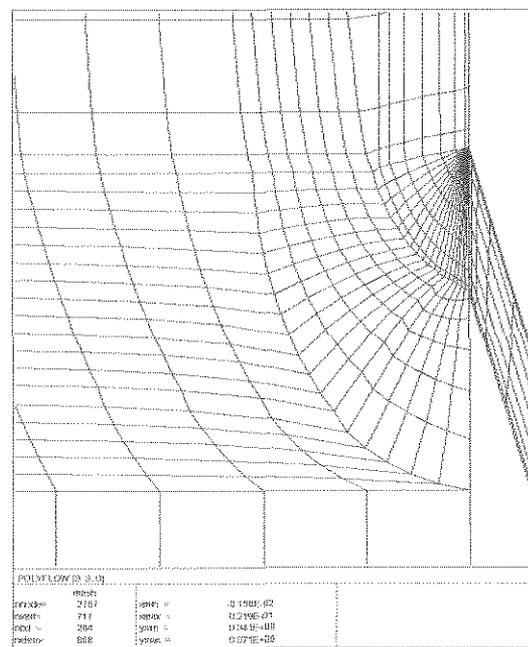
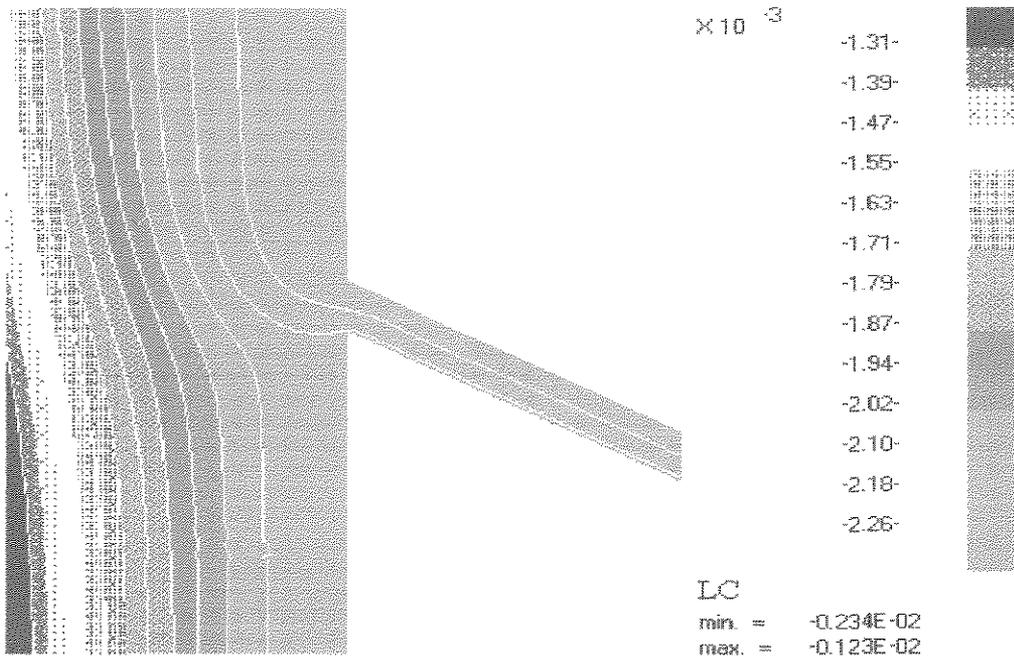
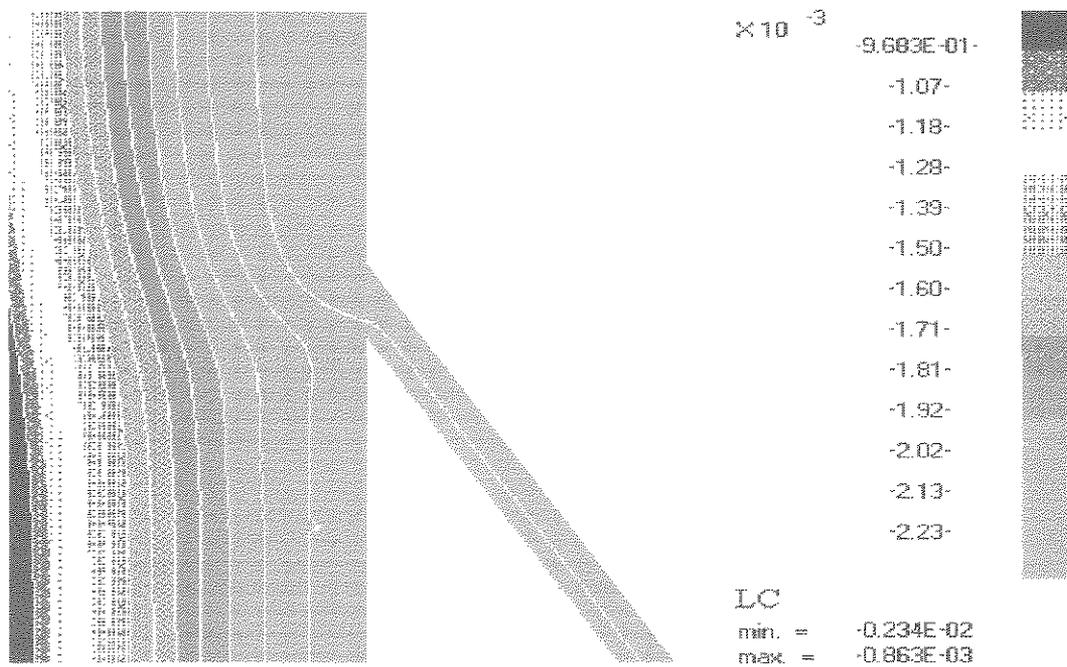


Fig. 5.1.1.2.4 Detalhe da malha em torno da entrada C a 15°.



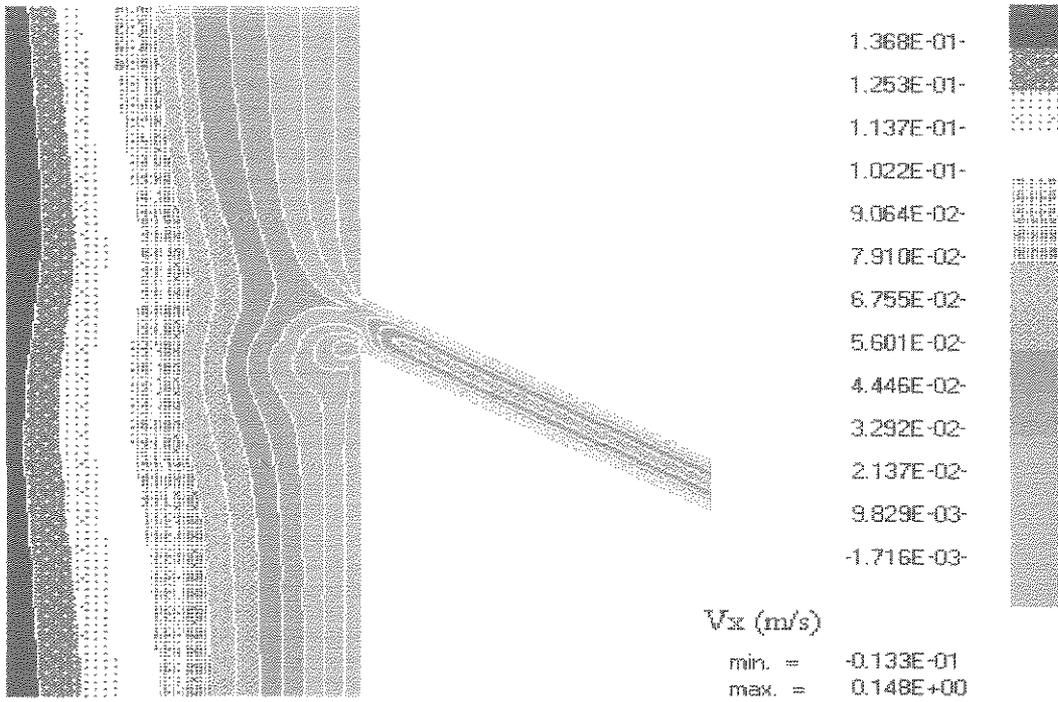
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.1.1.2.5 Linhas de corrente em torno da entrada C a 60°.



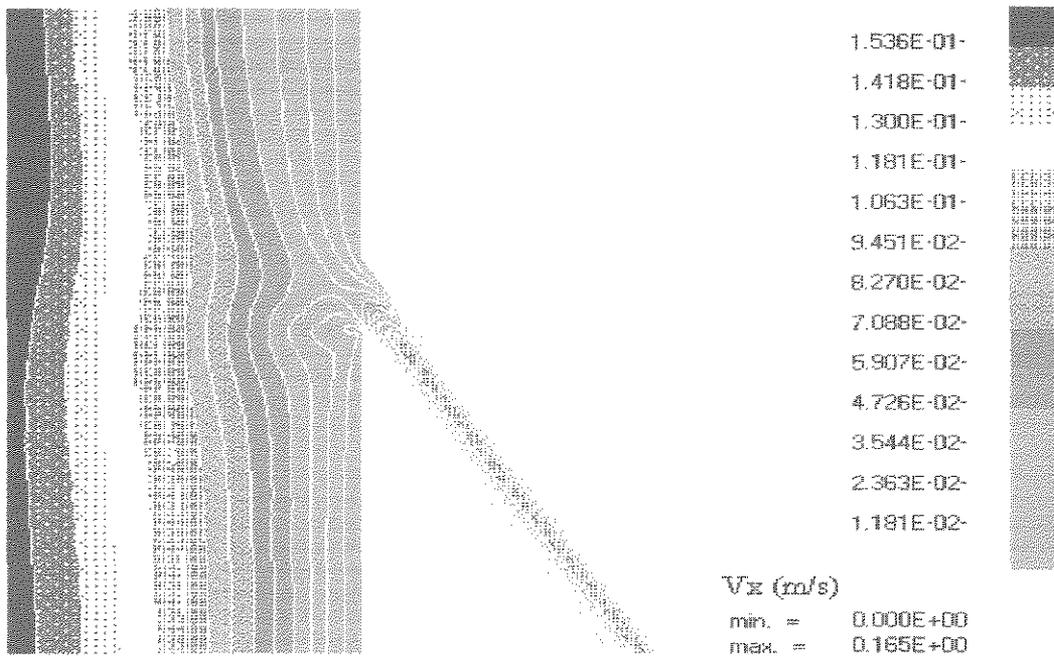
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.1.1.2.6 Linhas de corrente em torno da entrada C a 30°.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig 5.1.1.2.7 Detalhe das isovelocidades v_x no ponto de entrada C a 60°.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig 5.1.1.2.8 Isovelocidades v_x em torno da entrada C a 30°.

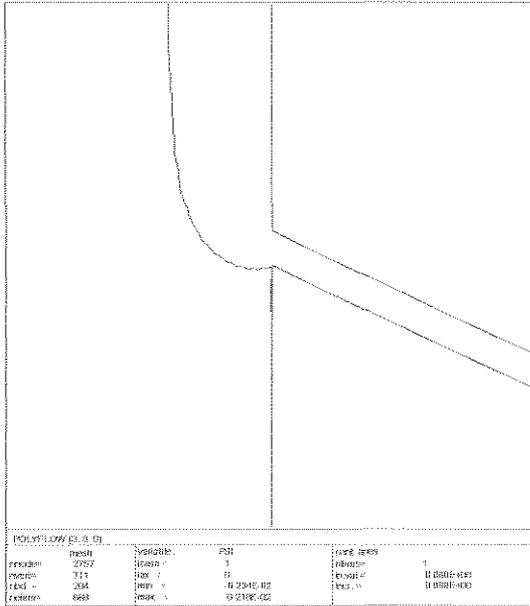


Fig 5.1.1.2.9 Linha de corrente na interface BC p/ entrada C a 60°.

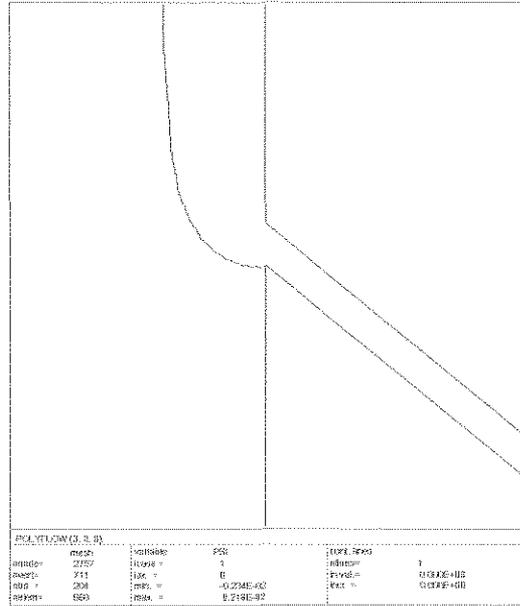


Fig 5.1.1.2.10 Linha de corrente na interface BC p/ entrada C a 45°.

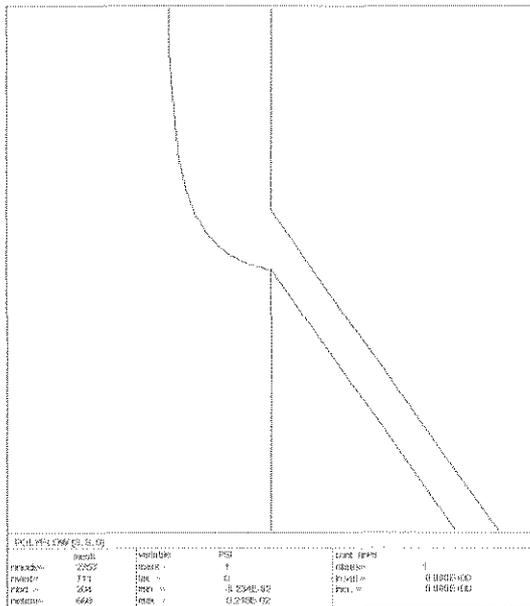


Fig 5.1.1.2.11 Linha de corrente na interface BC p/ entrada C a 30°.

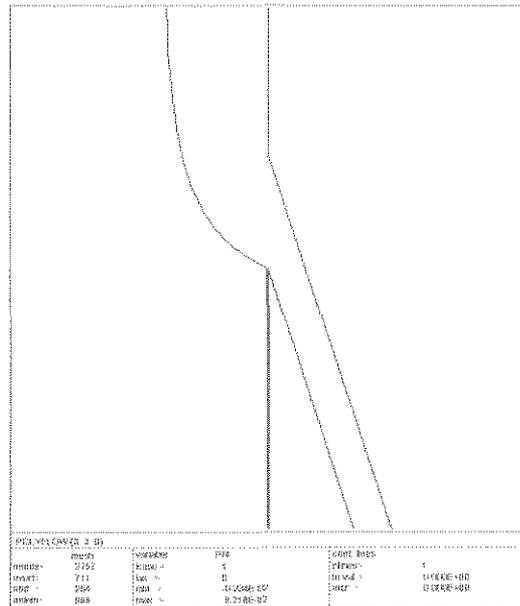


Fig 5.1.1.2.12 Linha de corrente na interface BC p/ entrada C a 15°.

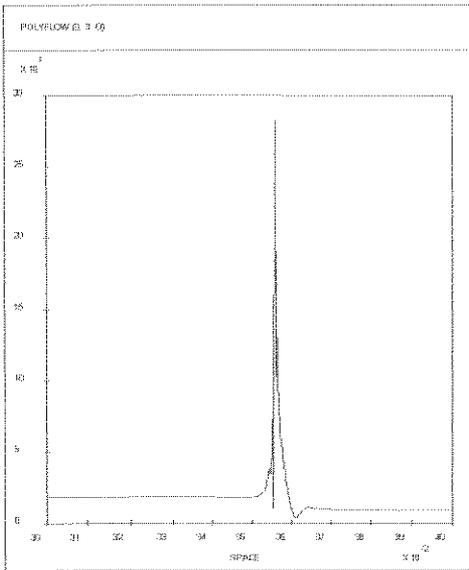


Fig 5.1.1.2.13 Cisalhamento $\dot{\gamma}$ na linha de corrente na interface BC p/ entrada C a 60°.

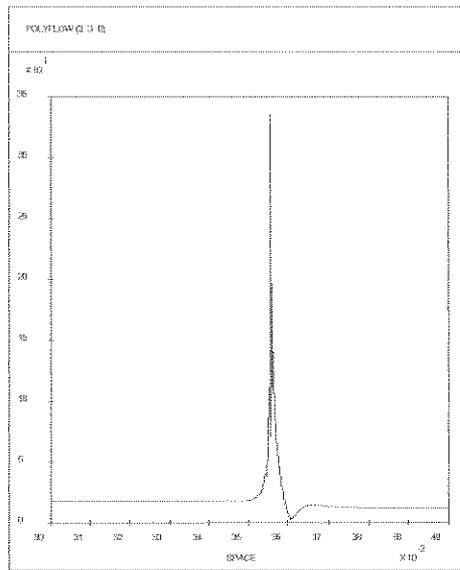


Fig 5.1.1.2.14 Cisalhamento $\dot{\gamma}$ na linha de corrente na interface BC p/ entrada C a 45°.

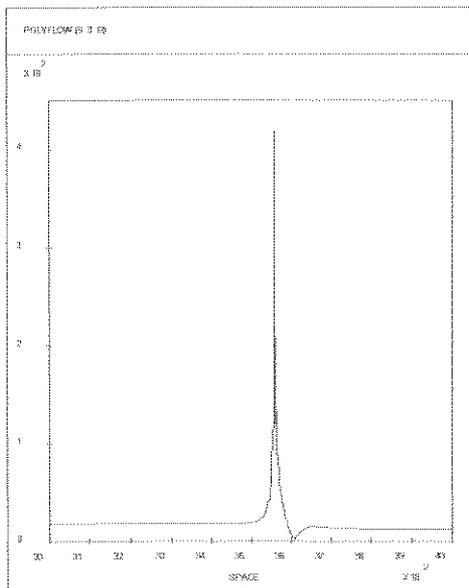


Fig 5.1.1.2.15 Cisalhamento $\dot{\gamma}$ na linha de corrente na interface BC p/ entrada C a 30°.

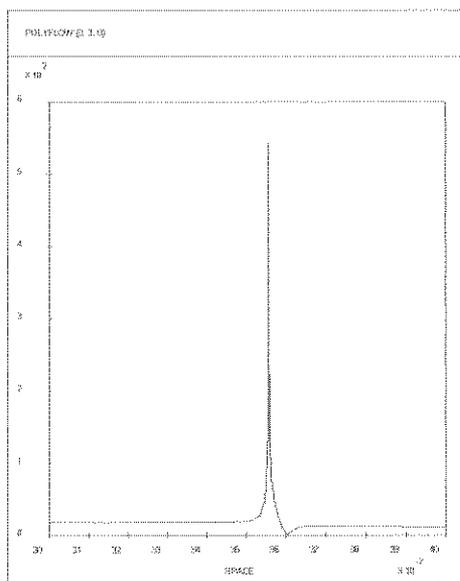


Fig 5.1.1.2.16 Cisalhamento $\dot{\gamma}$ na linha de corrente na interface BC p/ entrada C a 15°.

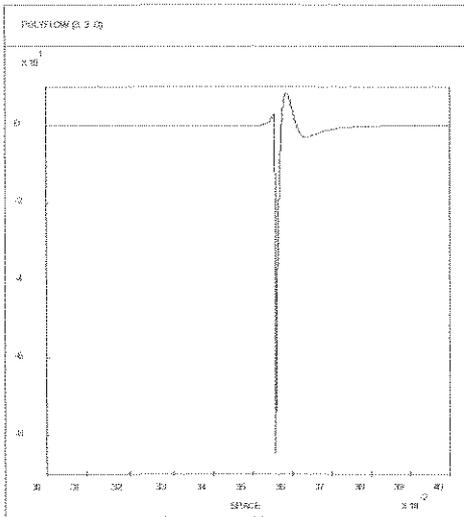


Fig 5.1.1.2.17 Componente elongacional d_{11} na linha de corrente na interface, entrada a 60° .

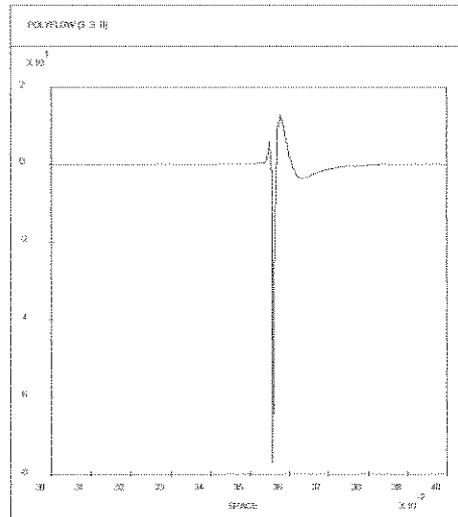


Fig 5.1.1.2.18 Componente elongacional d_{11} na linha de corrente na interface, entrada a 45° .

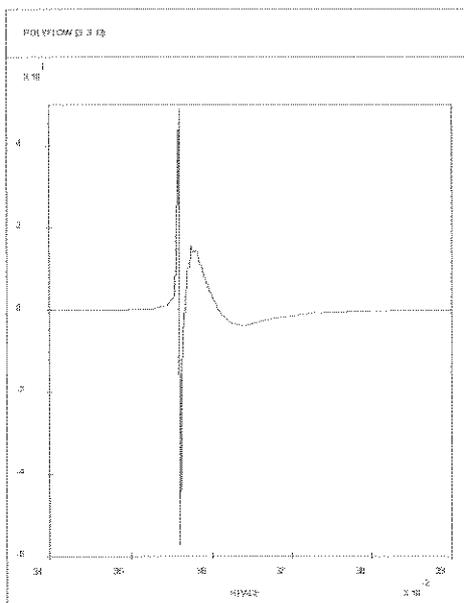


Fig 5.1.1.2.19 Componente elongacional d_{11} na linha de corrente na interface, entrada a 30° .

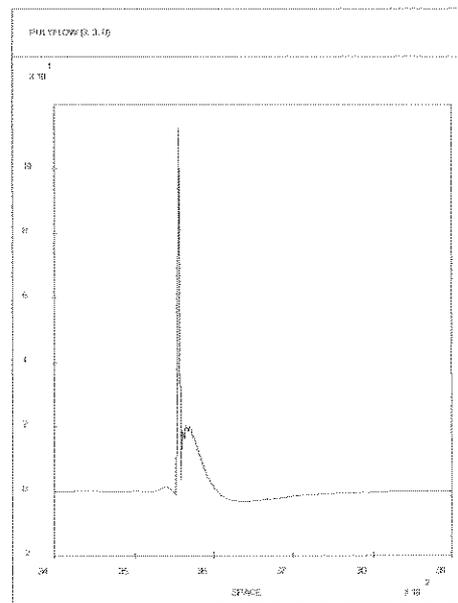


Fig 5.1.1.2.20 Componente elongacional d_{11} na linha de corrente na interface, entrada a 15° .

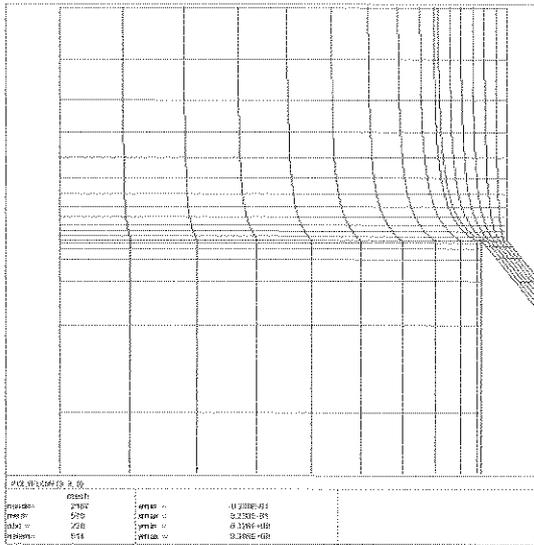


Fig. 5.1.1.3.1 Malha elem. finitos p/ entrada a 30° e alarg. = 2,3 mm.

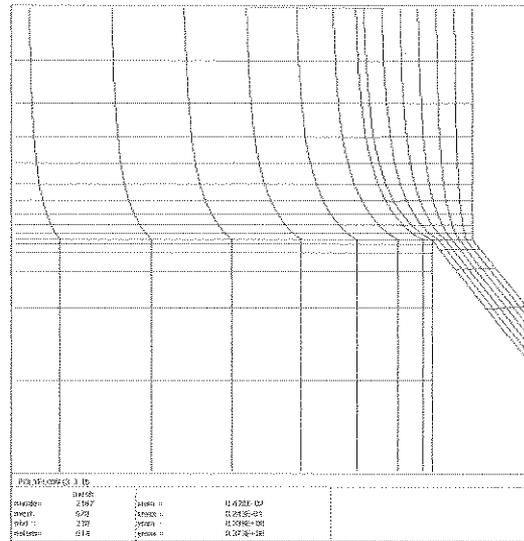


Fig 5.1.1.3.2 Detalhe da malha em torno do ponto de entrada da camada C.

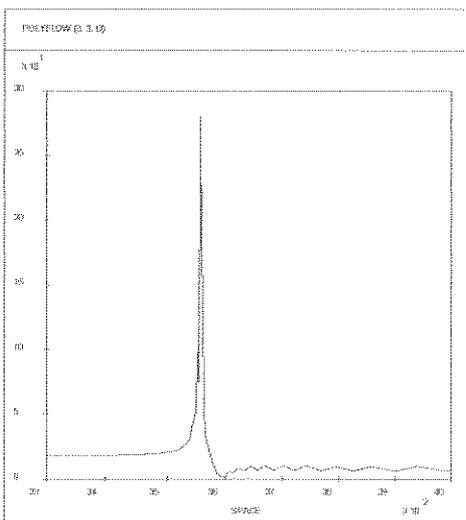


Fig 5.1.1.3.3 Cisalhamento $\dot{\gamma}$ na linha de corrente na interface p/ entrada a 30° e alarg.=2,3 mm.

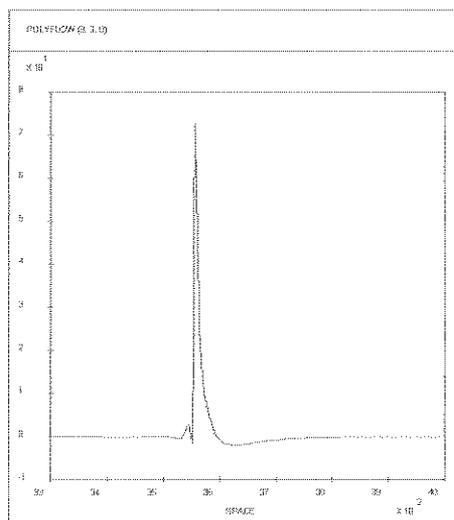


Fig 5.1.1.3.4 Comp. elongacional d_{11} na linha de corrente na interface p/ entrada a 30° e alarg.=2,3 mm.

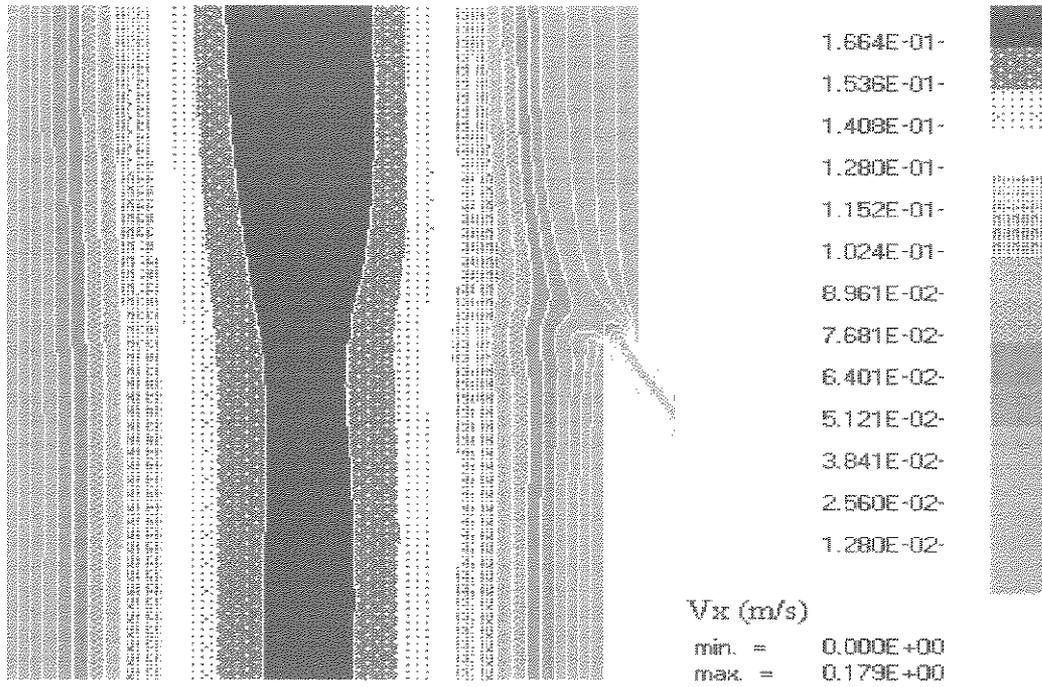


Fig. 5.1.1.3.5 Isovelocidades v_x p/ entrada C a 30° e alarg. = 2,3 mm.

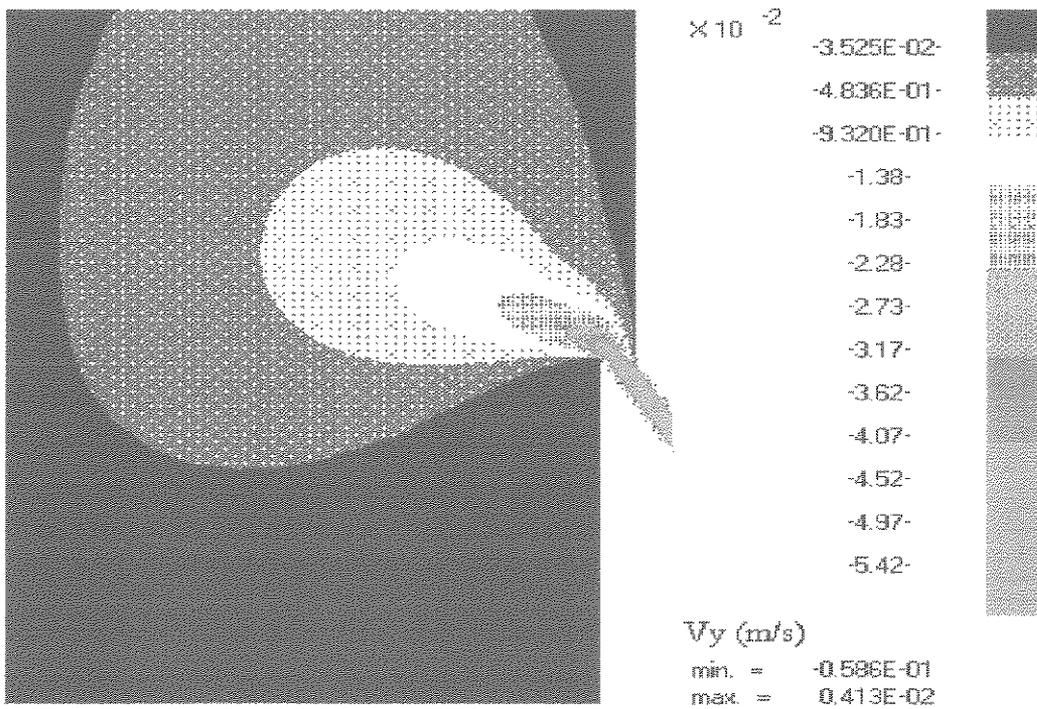


Fig. 5.1.1.3.6 Isovelocidades v_y p/ entrada C a 30° e alarg. = 2,3 mm.

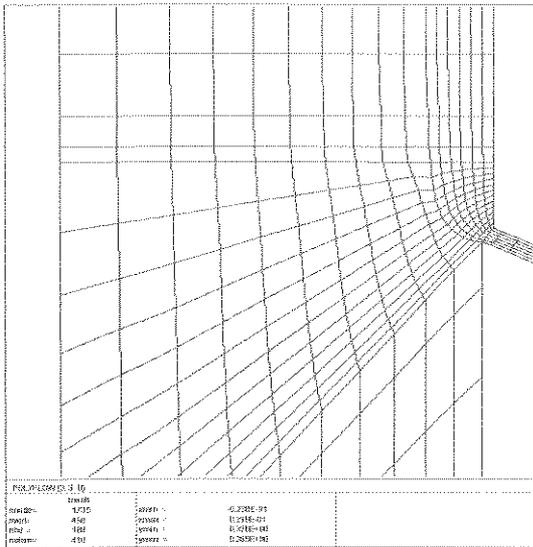


Fig. 5.1.1.3.7 Malha p/ entrada da cam. C a 60° e alarg. = 1,0 mm.

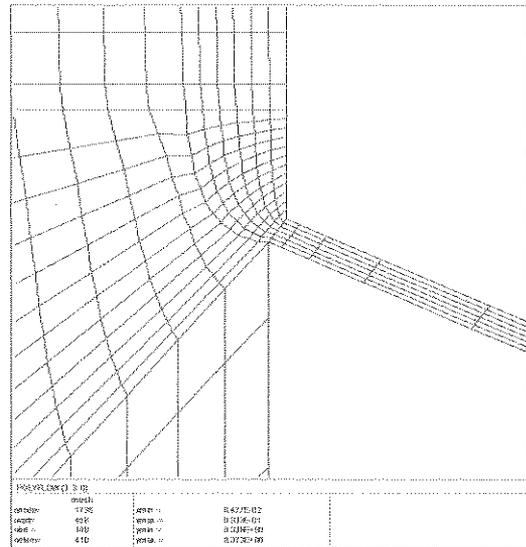


Fig 5.1.1.3.8 Detalhe da malha em torno do ponto de entrada da camada C.

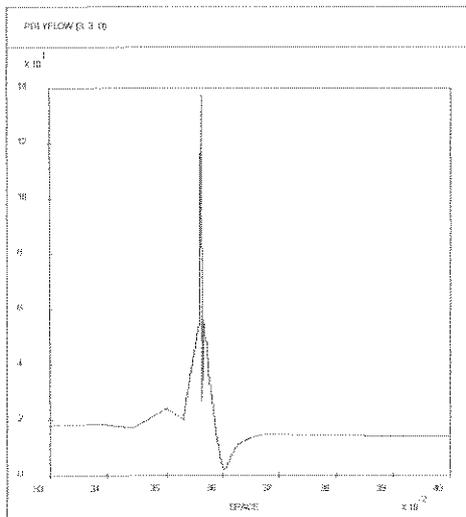


Fig 5.1.1.3.9 Cisalhamento $\dot{\gamma}$ na linha de corrente na int. BC p/ ent. C a 60° e alarg. = 1,0 mm.

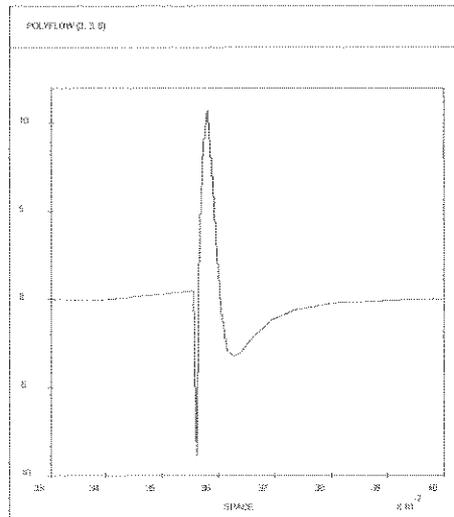


Fig 5.1.1.3.10 Comp. elongacional d_{11} na linha de corrente na int. BC p/ ent. C a 60° e alarg. = 1,0 mm.

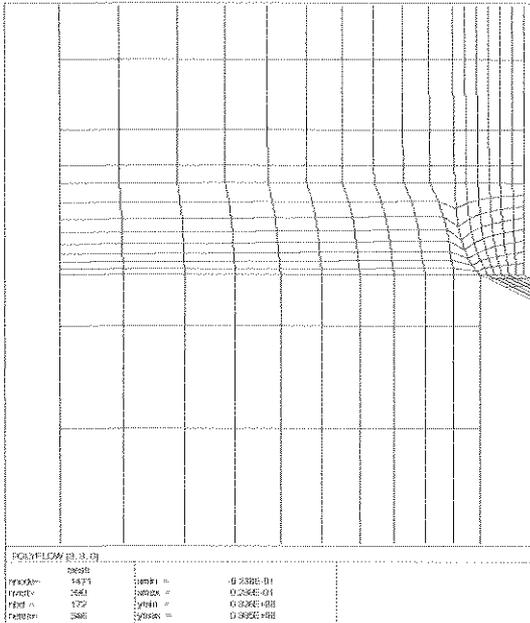


Fig. 5.1.1.3.11 Malha p/ entrada C a 60° e alarg. = 4,0 mm.

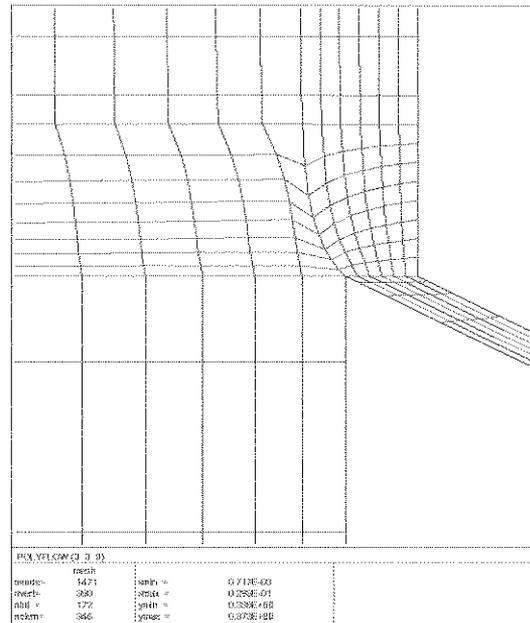


Fig 5.1.1.3.12 Detalhe da malha em torno da entrada da cam. C.

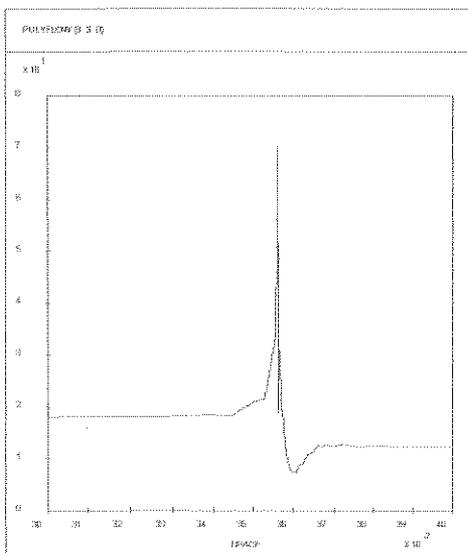


Fig 5.1.1.3.13 Taxa de deform. $\dot{\gamma}$ na linha de corrente na int. BC p/ ent. C a 60° e alarg. = 4,0 mm.

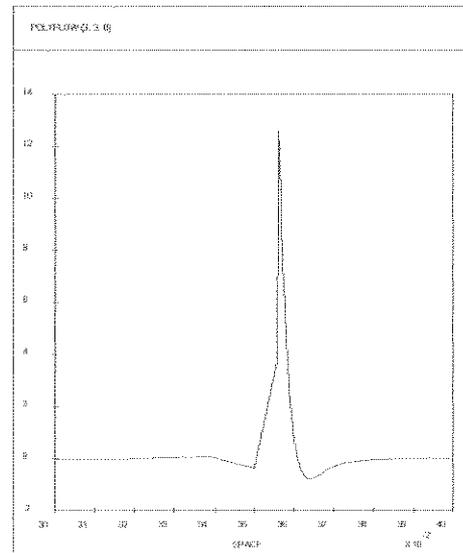


Fig 5.1.1.3.14 Comp. elongacional d_{11} na linha de corrente na int. BC p/ ent. C a 60° e alarg. = 4,0 mm.

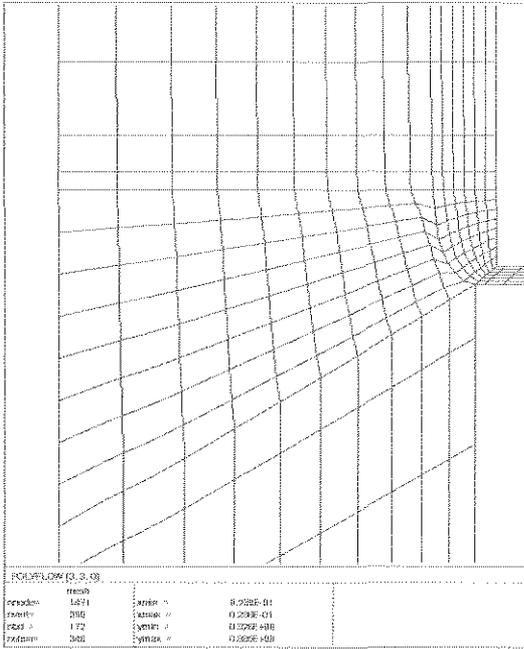


Fig. 5.1.1.3.15 Malha p/ entrada C a 90° e alarg. = 2,0 mm.

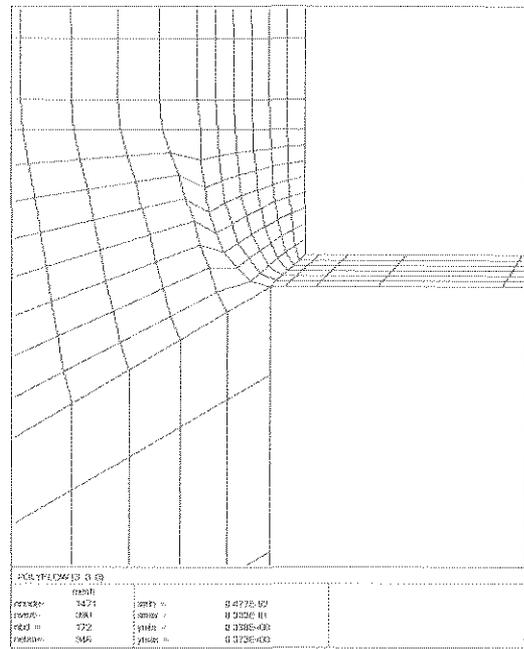


Fig 5.1.1.3.16 Detalhe da malha em torno do ponto de entrada da cam. C.

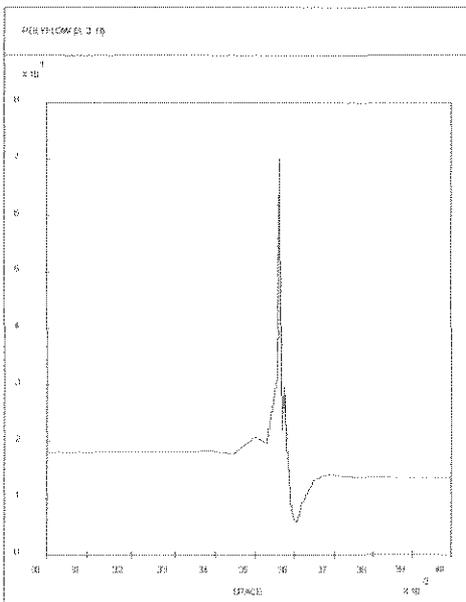


Fig 5.1.1.3.17 Taxa de deform. $\dot{\gamma}$ na linha de corrente na int. BC p/ ent. C a 90° e alarg. = 2,0 mm.

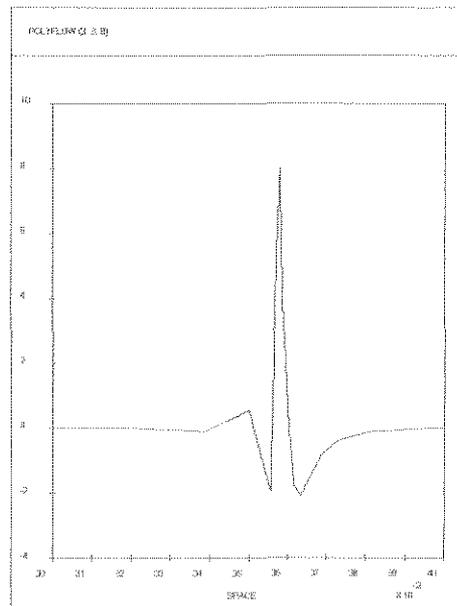
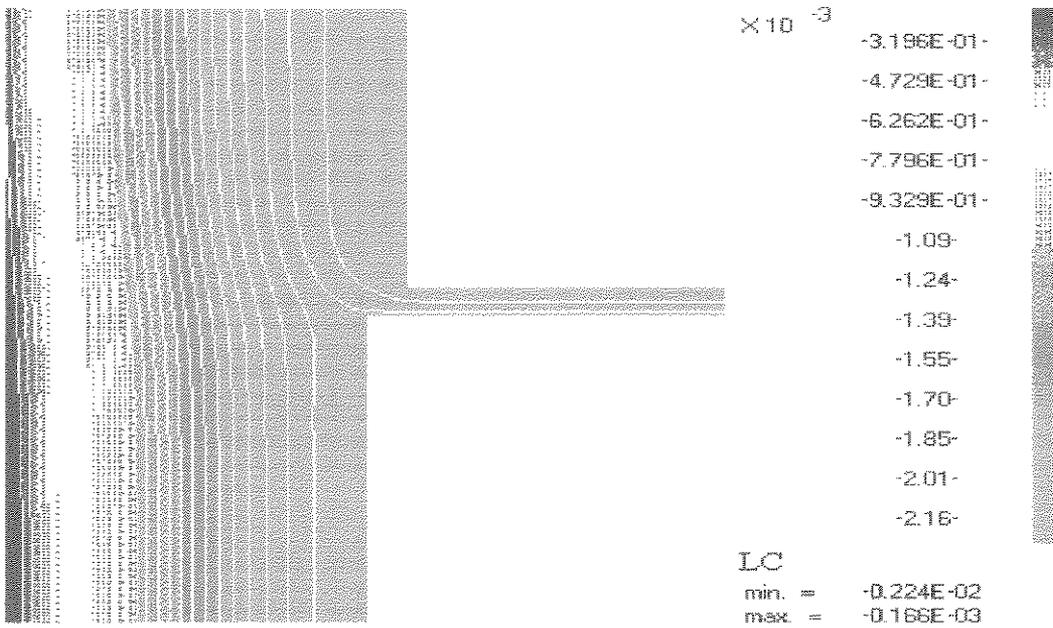
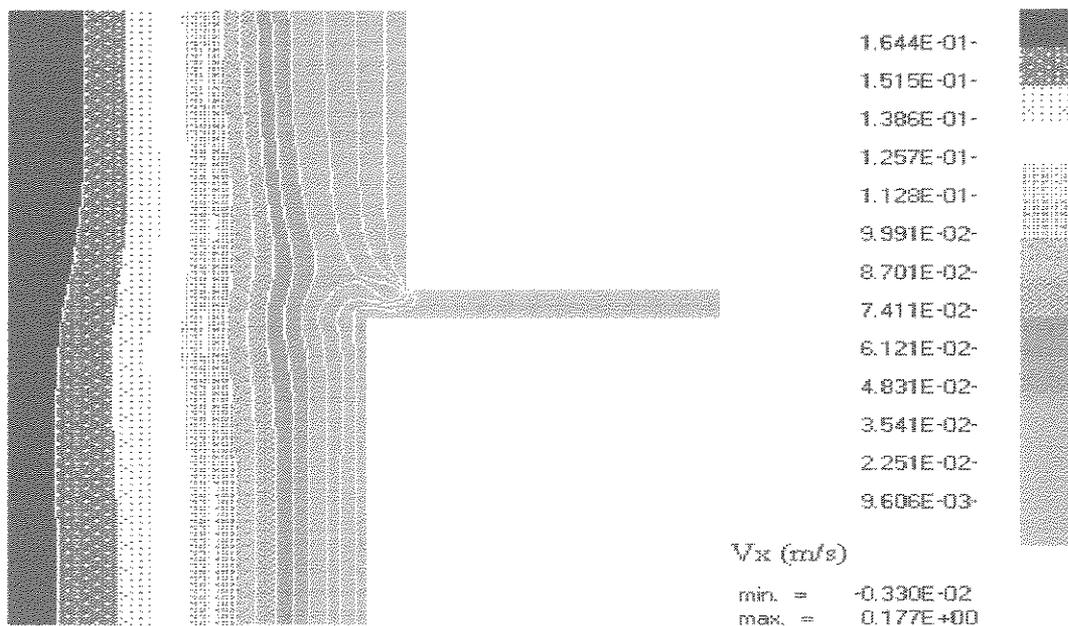


Fig 5.1.1.3.18 Comp. elong. d_{11} na linha de corrente na int. BC p/ ent. C a 90° e alarg.=2,0 mm.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.1.1.3.19 Linhas de corrente em torno da entrada da camada C, entrada perpendicular com alargamento = 2,0mm.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.1.1.3.20 Isovelocidades em torno da entrada da camada C, entrada perpendicular e com alargamento = 2,0 mm.

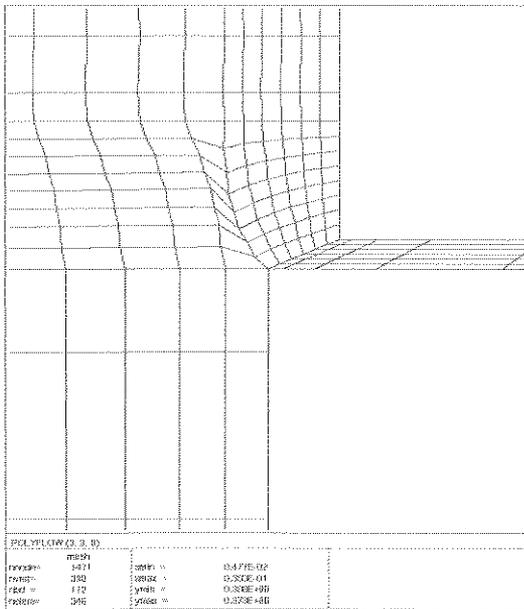


Fig. 5.1.1.3.21 Malha p/ entrada cam. C a 90° e alarg. = 4,0 mm.

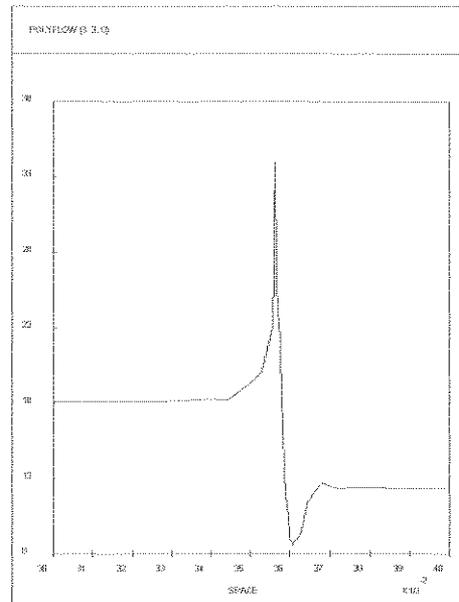


Fig 5.1.1.3.22 Taxa de deform. $\dot{\gamma}$ na linha de corrente na int. BC p/ ent. C a 90° e alarg. = 4,0 mm.

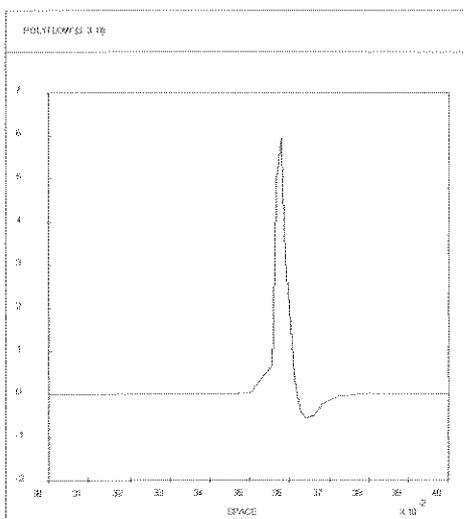
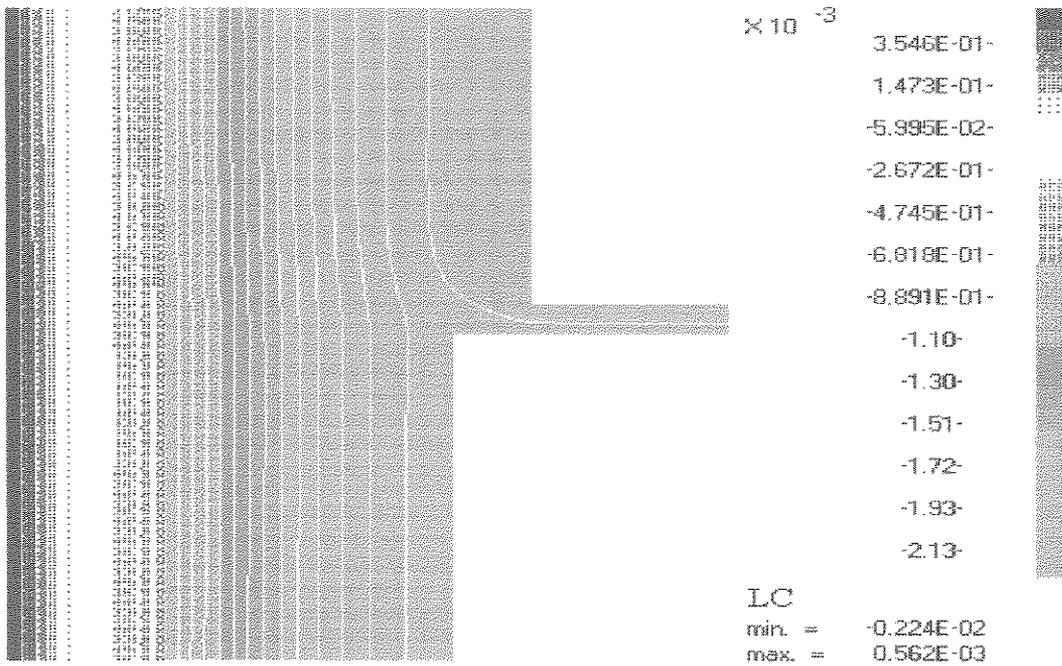
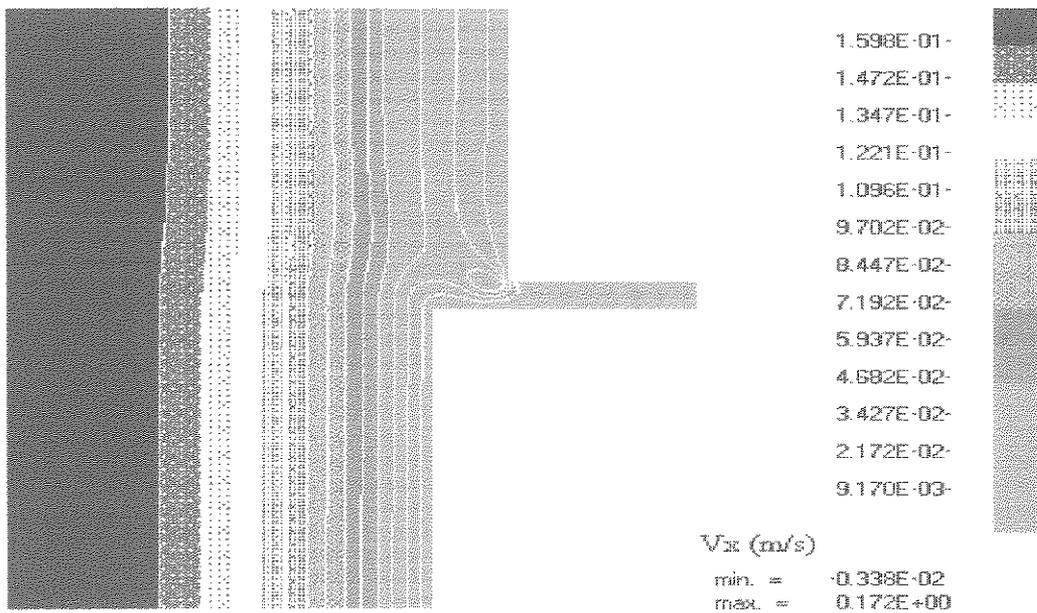


Fig 5.1.1.3.23 Comp. elong. d_{11} na linha de corrente na int. BC p/ ent. C a 90° e alarg. = 4,0 mm.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.1.1.3.24 Linhas de corrente em torno da entrada da camada C, entrada perpendicular com alargamento = 4,0mm.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.1.1.3.25 Isovelocidades em torno da entrada da camada C, entrada perpendicular e com alargamento = 4,0 mm.

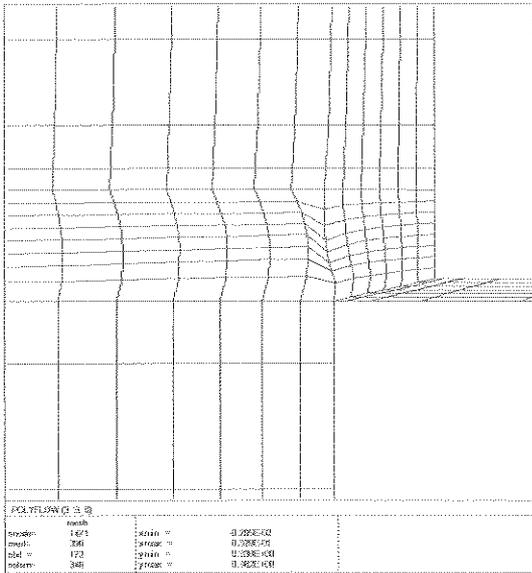


Fig. 5.1.1.3.26 Detalhe da malha em torno da entrada C a 90° e alargamento = 7,0 mm.

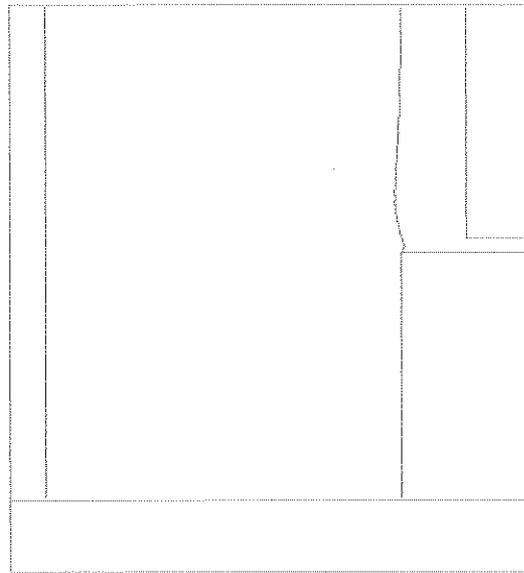


Fig 5.1.1.3.27 Linha de corrente na interface BC p/ ent. C a 90° e alargamento = 7,0 mm.

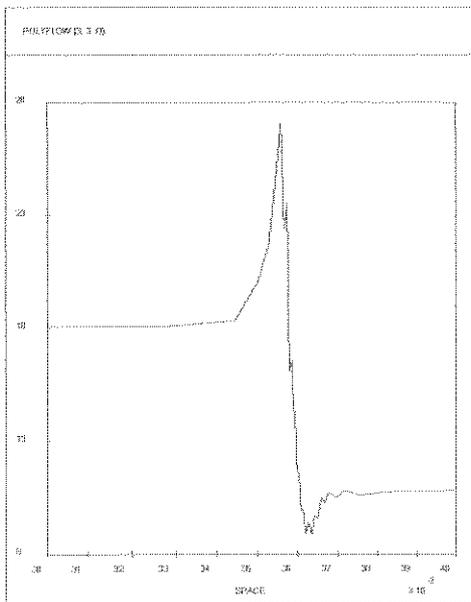


Fig 5.1.1.3.28 Taxa de deform. $\dot{\gamma}$ na linha de corrente na int. BC p/ ent. C a 90° e alarg. = 7,0 mm.

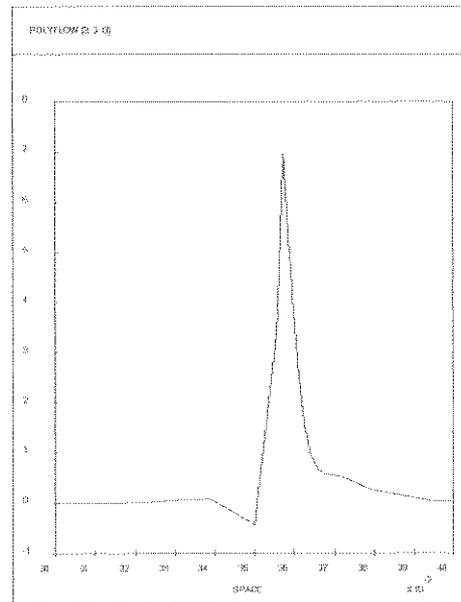


Fig 5.1.1.3.29 Comp. elong. d_{11} na linha de corrente na int. BC p/ ent. C a 90° e alarg. = 7,0 mm.

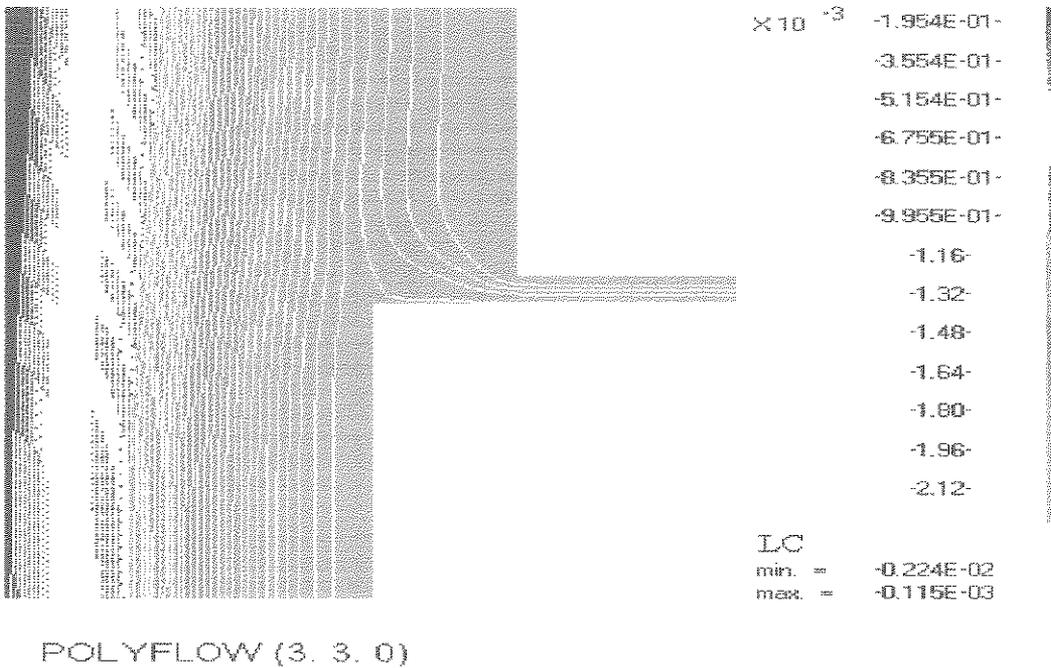


Fig. 5.1.1.3.30 Linhas de corrente em torno da entrada da camada C, entrada perpendicular com alargamento = 7,0mm.

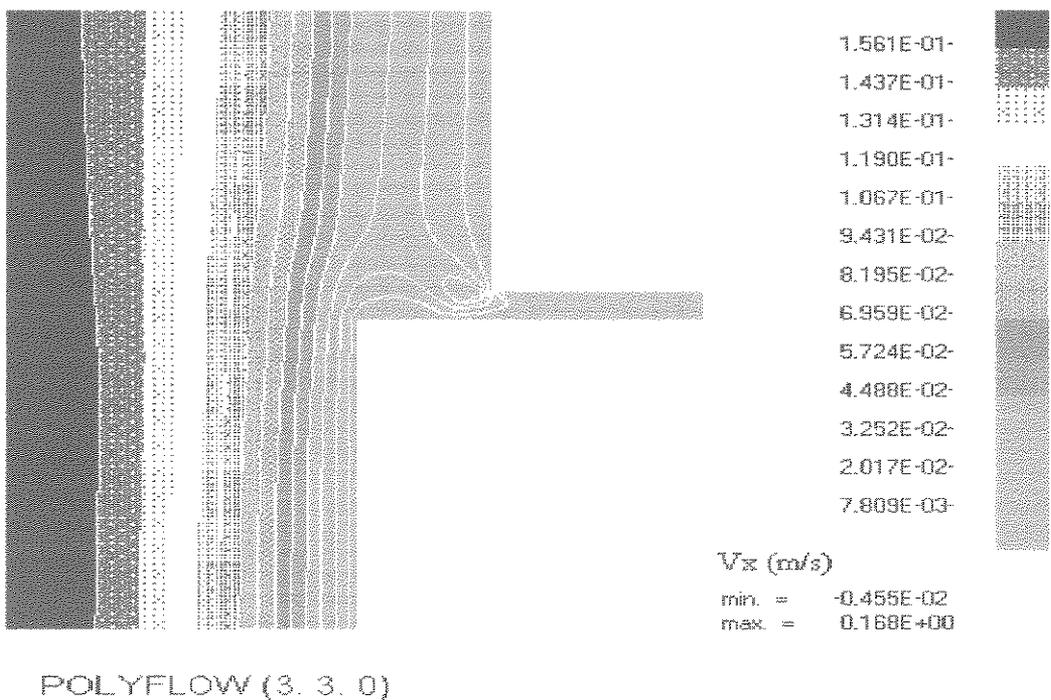
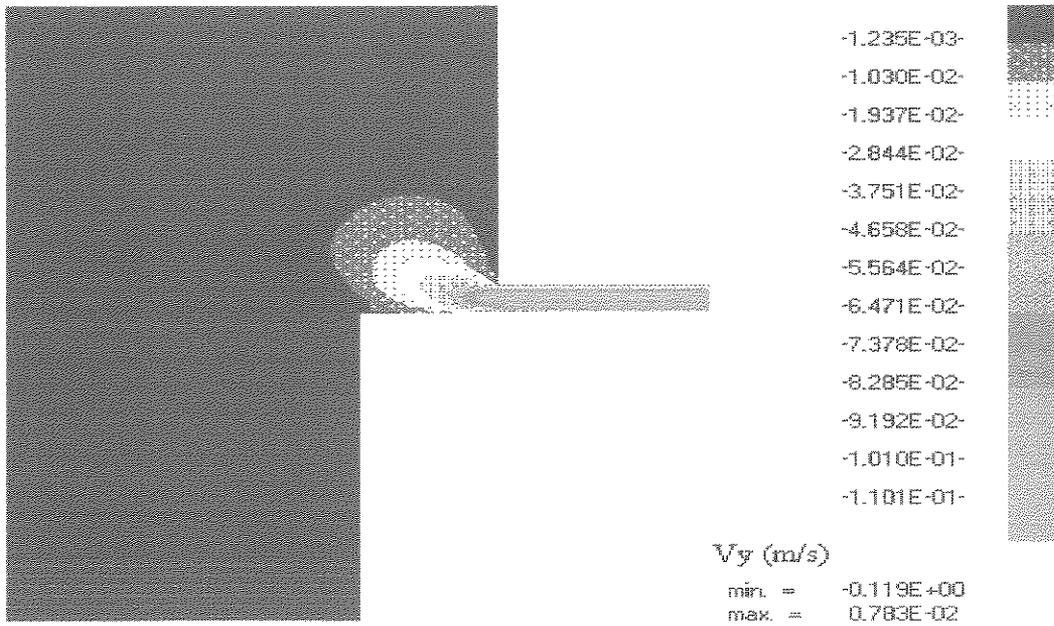


Fig. 5.1.1.3.31 Isovelocidades em torno da entrada da camada C, entrada perpendicular e com alargamento = 7,0 mm.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.1.1.3.32 Isovelocidades em torno da entrada da camada C, entrada perpendicular e com alargamento = 7,0 mm.

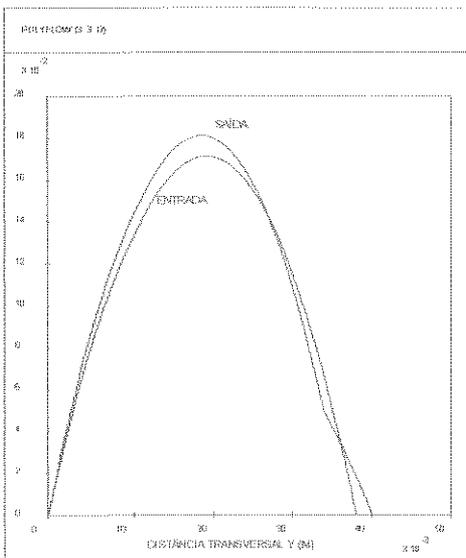


Fig 5.1.1.3.33 Perfil de vel. v_x na entrada e saída do “feedblock” p/ entrada C a 90° e alarg. = 2,0 mm.

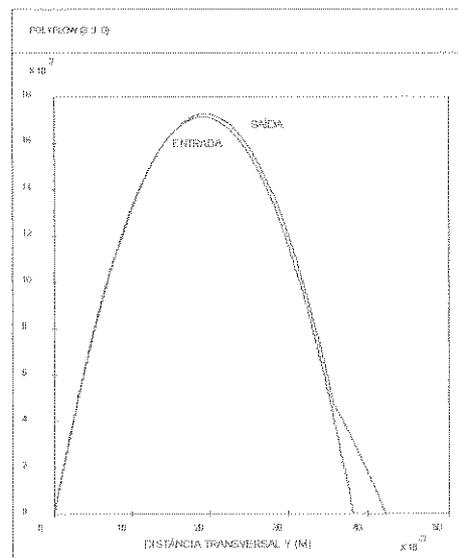


Fig 5.1.1.3.34 Perfil de vel. v_x na entrada e saída do “feedblock” p/ entrada C a 90° e alarg. = 4,0 mm.

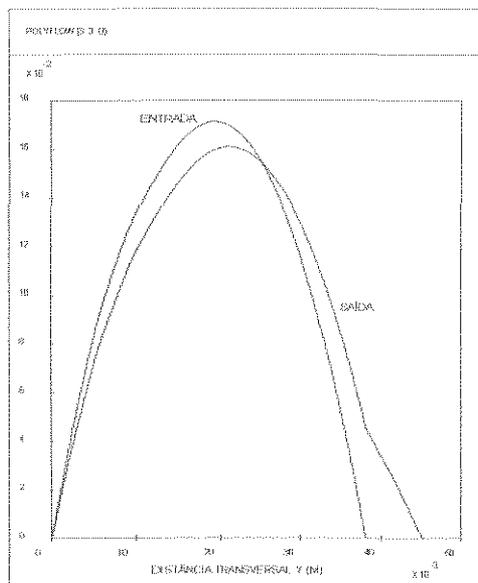


Fig 5.1.1.3.35 Perfil de vel. v_x na entrada e saída do “feedblock” p/ entrada C a 90° e alarg. = 7,0 mm.

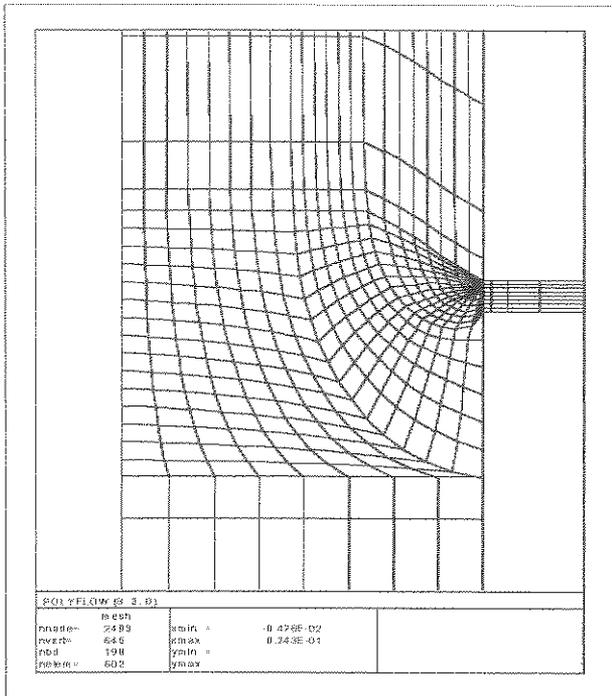


Fig. 5.1.2.1.1 Malha final para a entrada A a 90° sem alargamento.

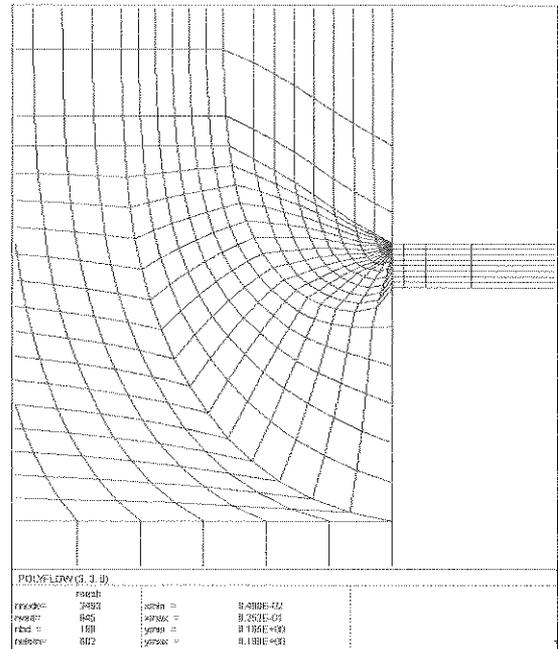


Fig. 5.1.2.1.2 Detalhe da malha em torno do ponto de entrada da camada A.

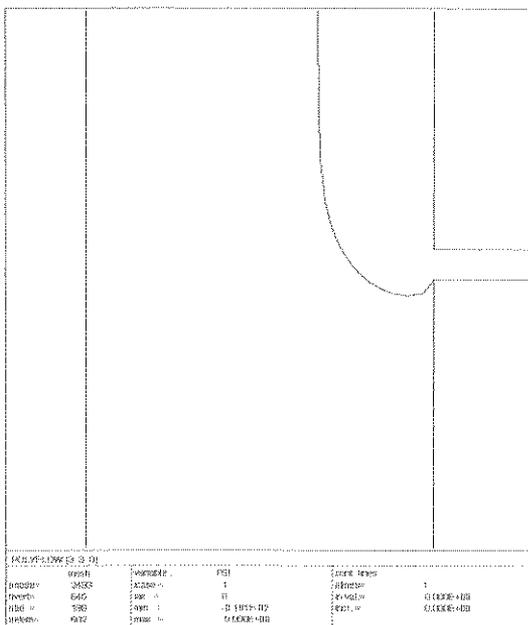


Fig. 5.1.2.1.3 Linha de corrente na interface BA p/ entrada A a 90°.

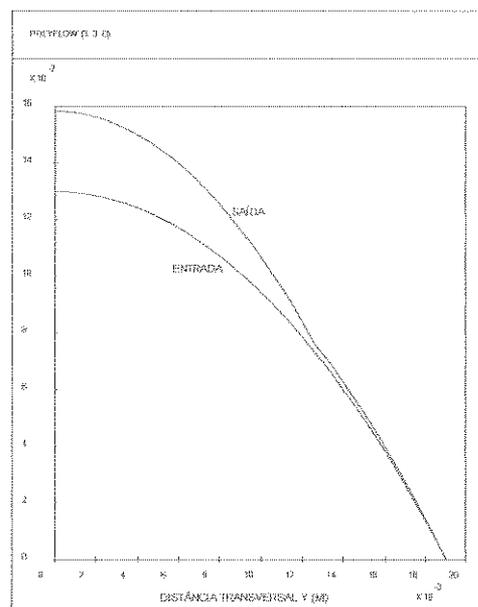


Fig. 5.1.2.1.4 Perfil de vel. v_x na entrada e na saída p/ entrada a 90° sem alargamento.

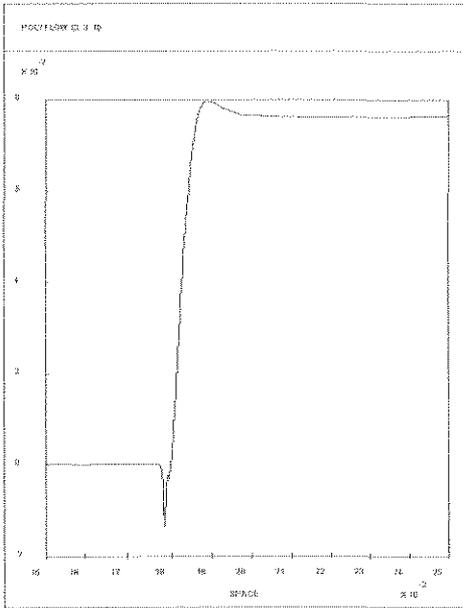


Fig. 5.1.2.1.5 Velocidade v_x na linha de corrente na interface BA p/ ent. a 90° .

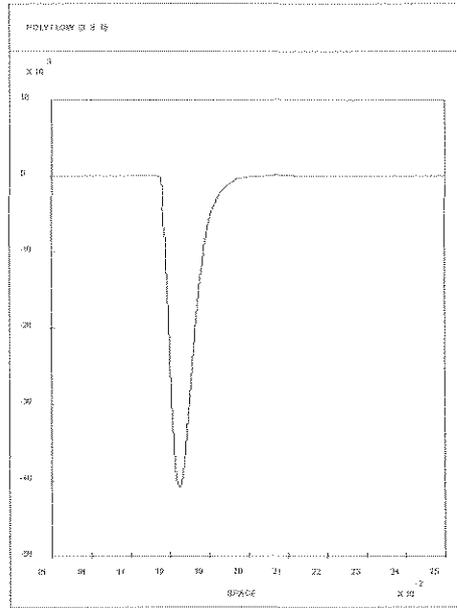


Fig. 5.1.2.1.6 Velocidade v_y na linha de corrente na int. BA p/ ent. a 90° .

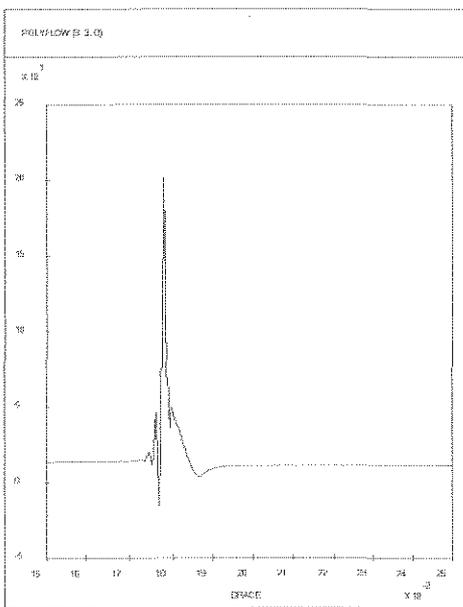


Fig. 5.1.2.1.7 Taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ na interface BA p/ entrada A a 90° .

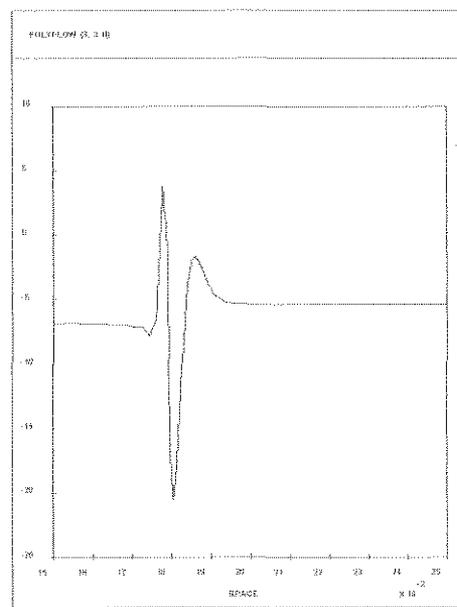


Fig. 5.1.2.1.8 Taxa de deformação d_{12} na linha de corrente na int. BA.

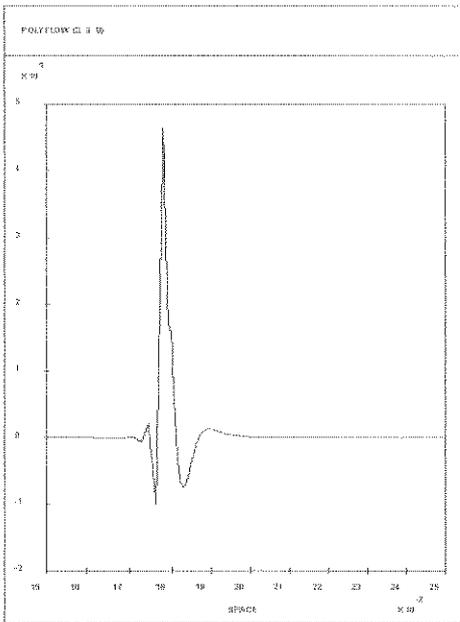


Fig. 5.1.2.1.9 Taxa de deform. d_{22} na interface BA p/ entrada A a 90° .

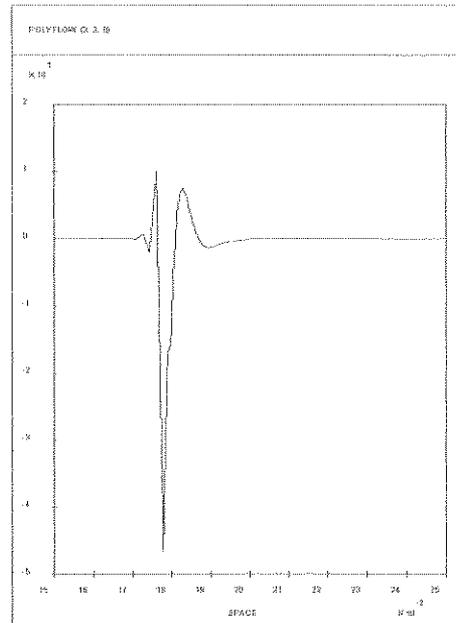
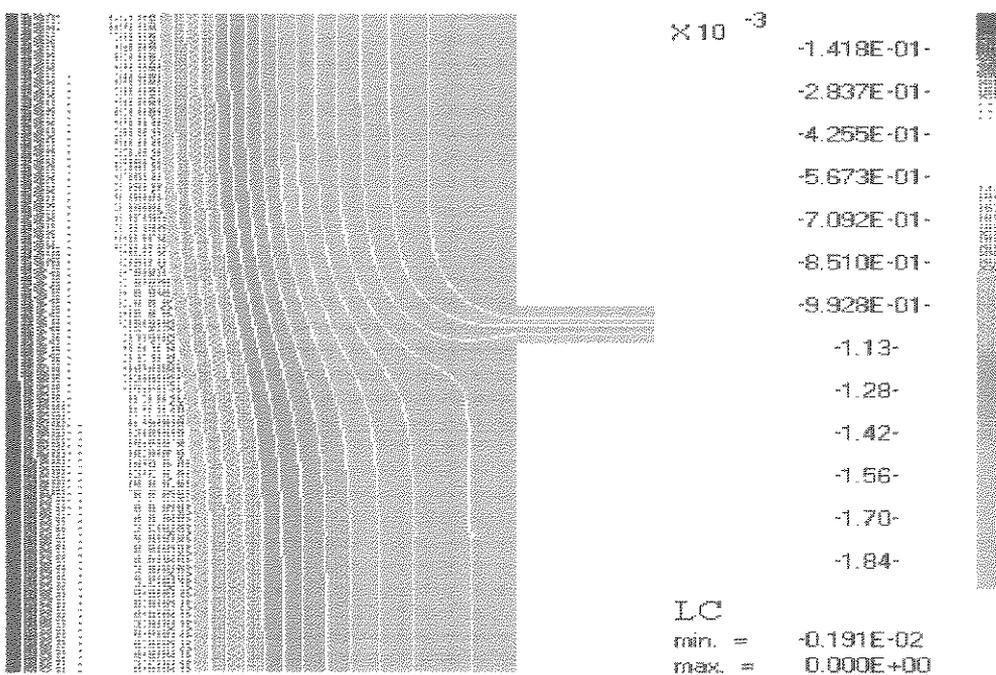
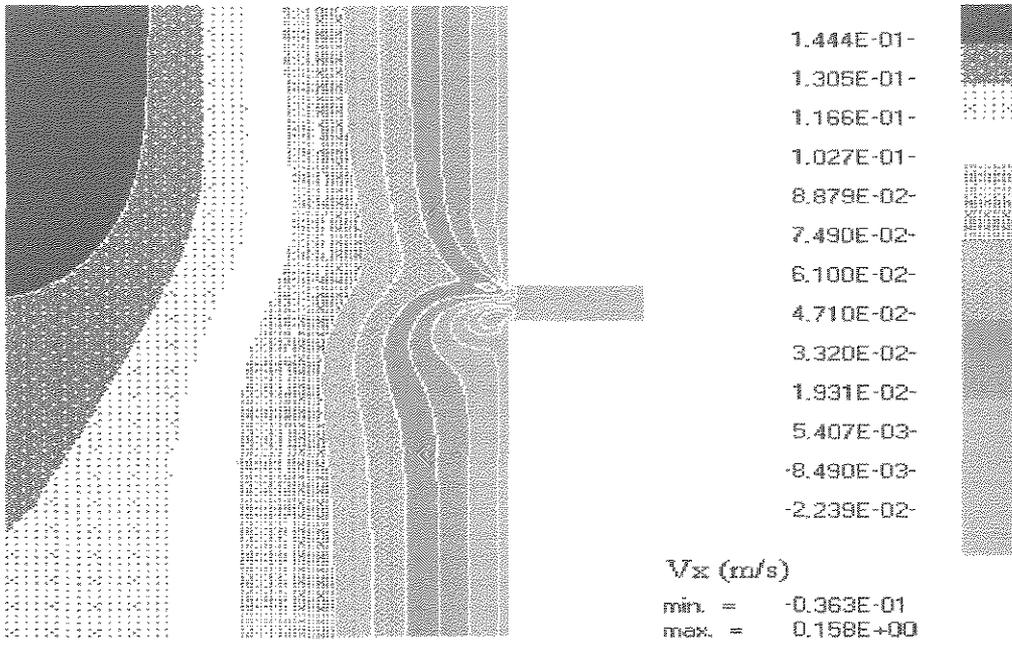


Fig. 5.1.2.1.10 Taxa de deformação d_{11} na interface BA p/ entrada a 90° .



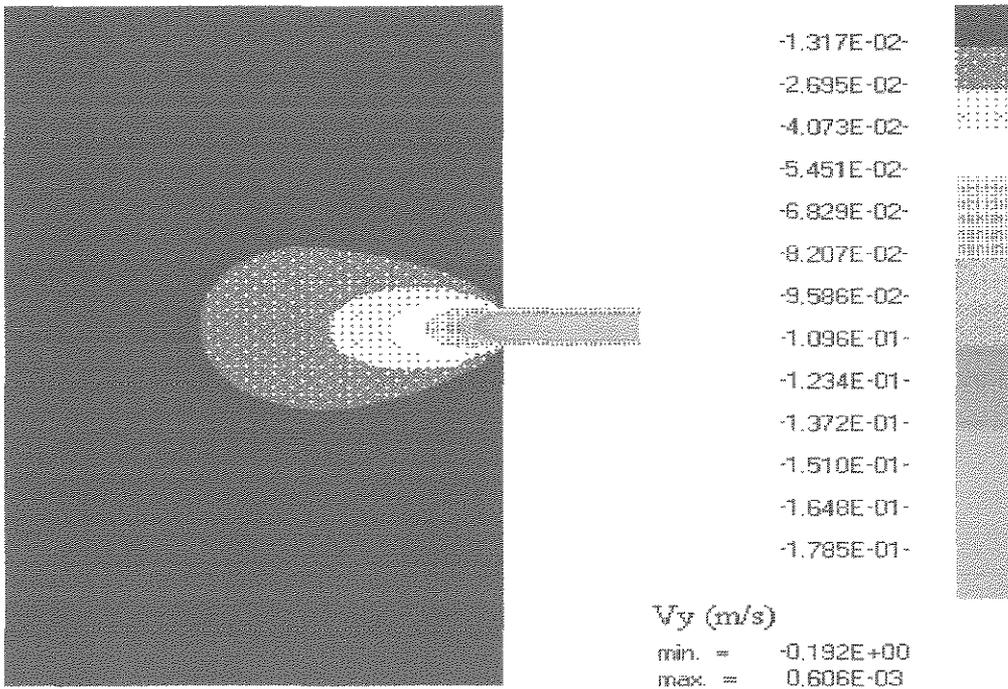
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.1.2.1.11 Linhas de corrente p/ entrada A a 90° sem alargamento.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.1.2.1.12 Isovelocidade v_x p/ entrada A a 90° sem alargamento.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.1.2.1.13 Isovelocidade v_y p/ entrada A a 90° sem alargamento.

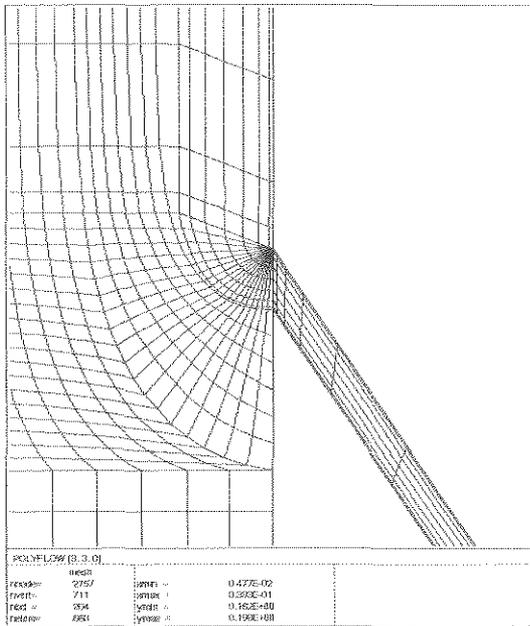


Fig. 5.1.2.2.1 Malha final (calculada) para entrada A a 30°.

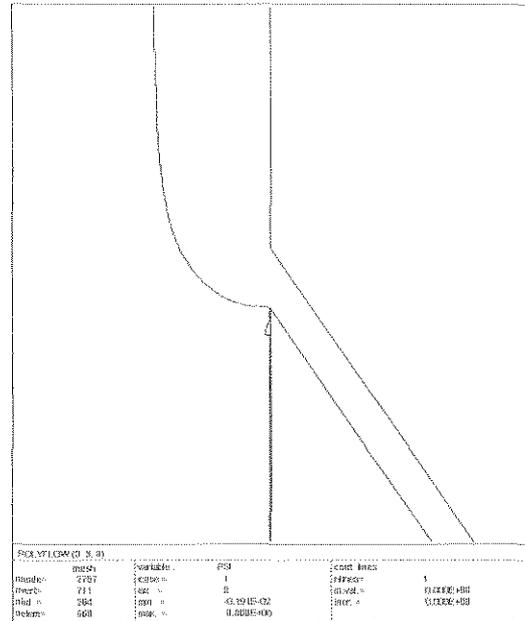


Fig. 5.1.2.2.2 Linha de corrente na interface BA p/ entrada A a 30°.

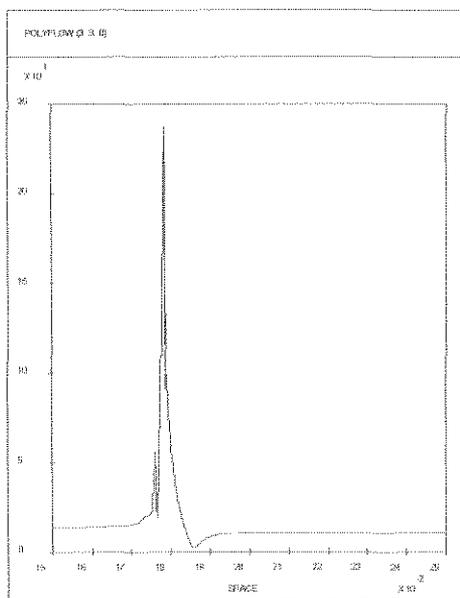


Fig. 5.1.2.2.3 Taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ na interface BA p/ entrada A a 30°.

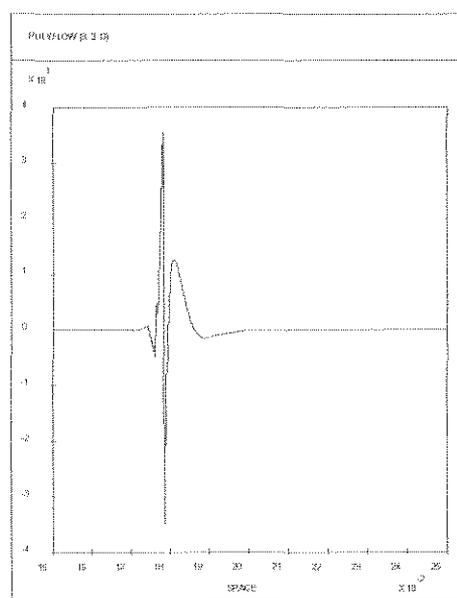
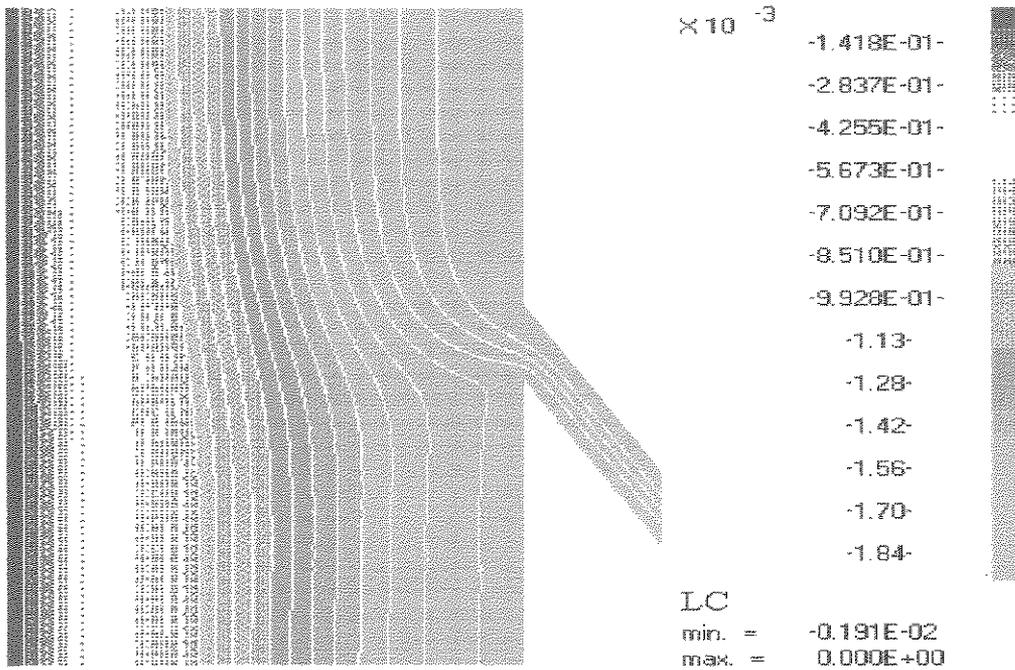
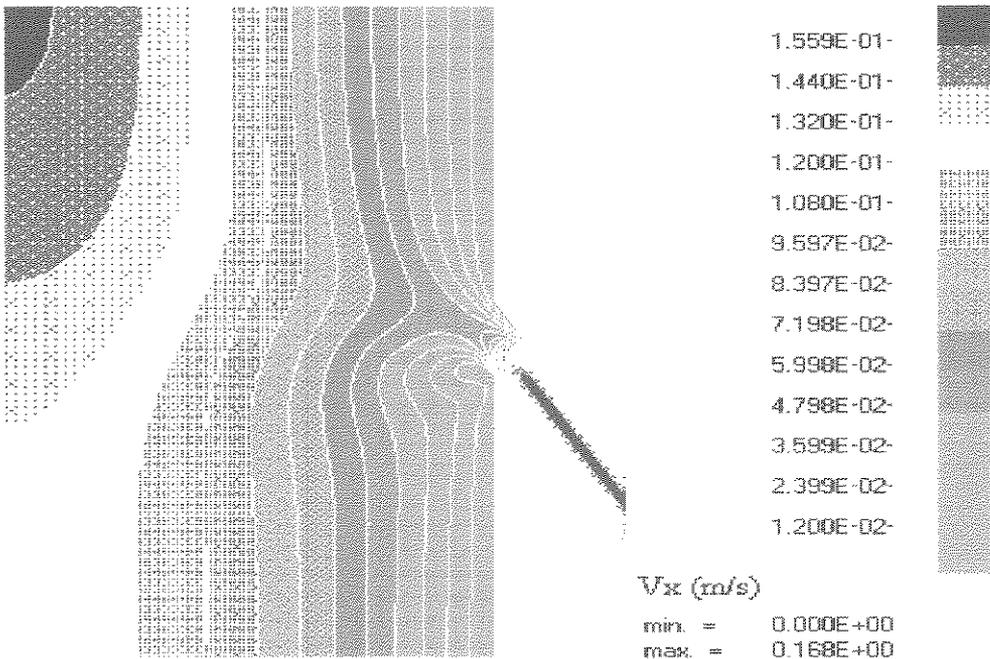


Fig. 5.1.2.2.4 Taxa de deformação d_{11} na linha de corrente na interface BA p/ entrada A a 30° sem alarg.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.1.2.2.5 Linhas de corrente p/ entrada A a 30° sem alargamento.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.1.2.2.6 Isovelocidade v_x em torno do ponto de entrada da camada A, entrada a 30° sem alargamento.

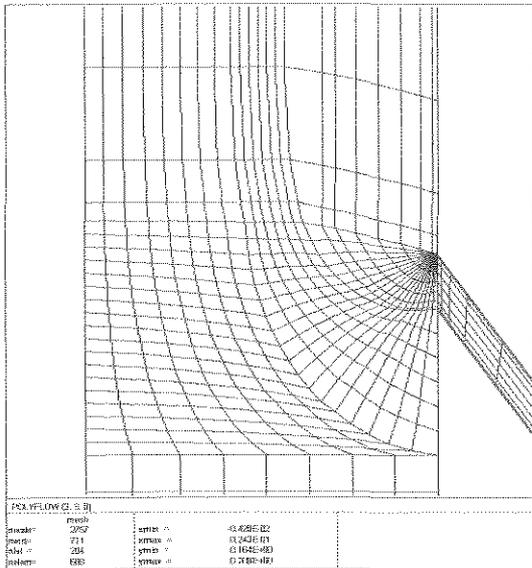


Fig. 5.1.2.3.1 Malha final (calculada) para entrada 2A a 30° sem alargamento.

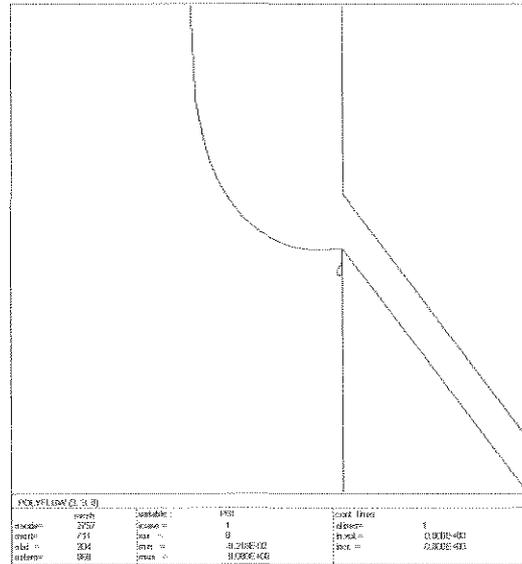


Fig. 5.1.2.3.2 Linha de corrente na interface B(2A) p/ entrada 2A a 30° sem alargamento.

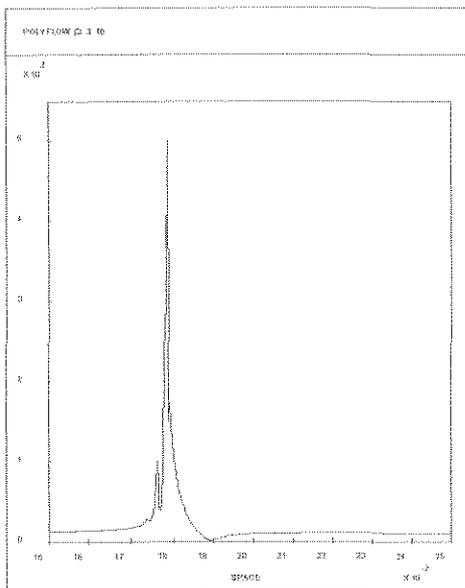


Fig. 5.1.2.3.3 Taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ na linha de corrente na interface B(2A) p/ entrada 2A a 30° sem alargamento

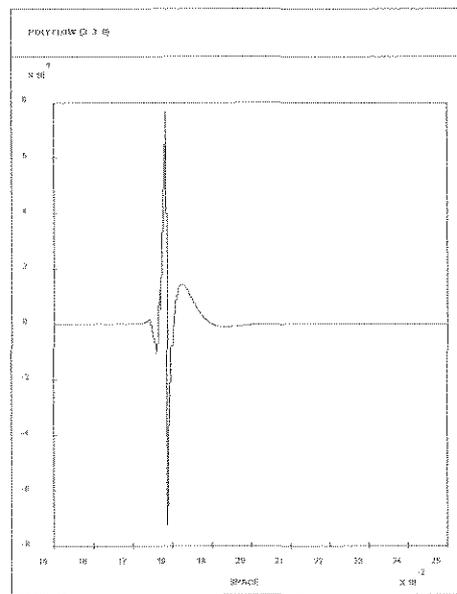
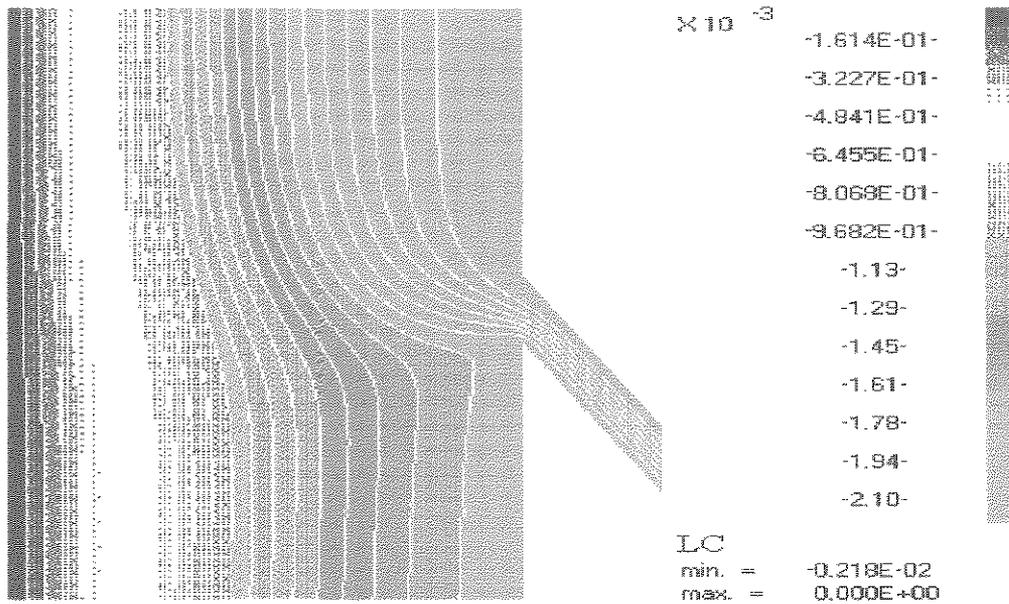
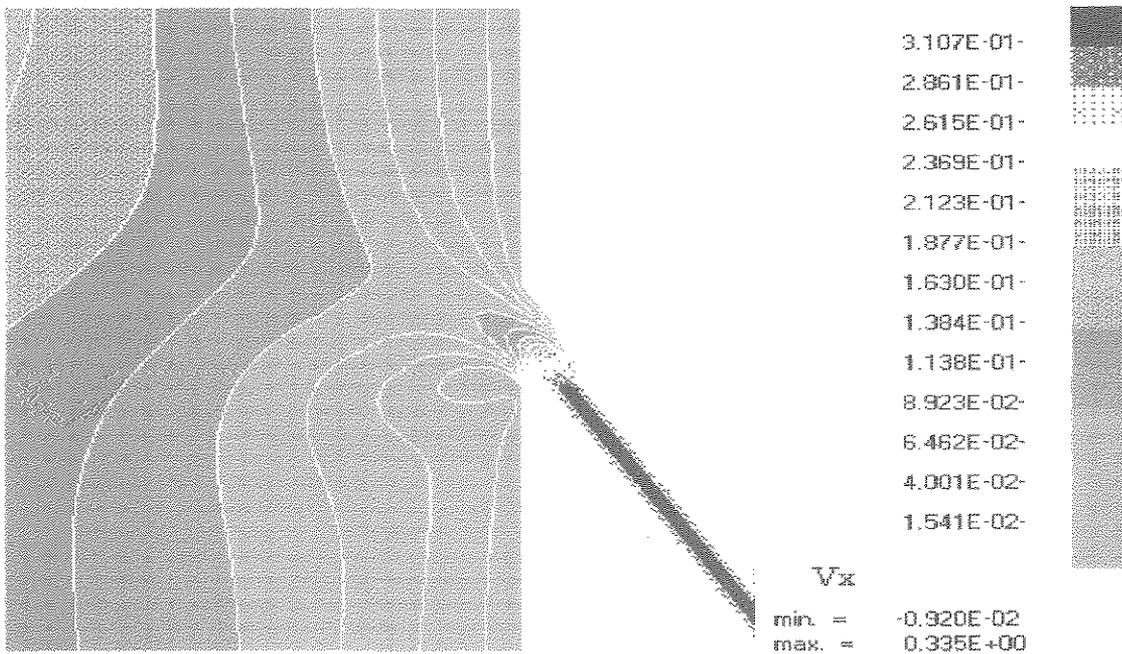


Fig. 5.1.2.3.4 Taxa d_{11} na linha de corrente na interface B(2A), p/ entrada 2A a 30° sem alargamento.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.1.2.3.5 Linhas de corrente p/ a coextrusão B(2A), entrada 2A a 30° sem alargamento.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.1.2.3.6 Isovelocidades v_x em torno do ponto de entrada da camada 2A a 30° sem alargamento.

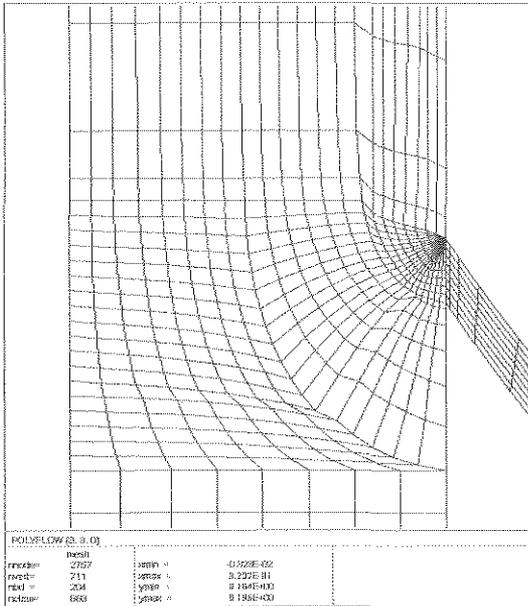


Fig. 5.1.2.3.7 Malha final da coex B(A/2) p/ entrada a 30° sem alarg.

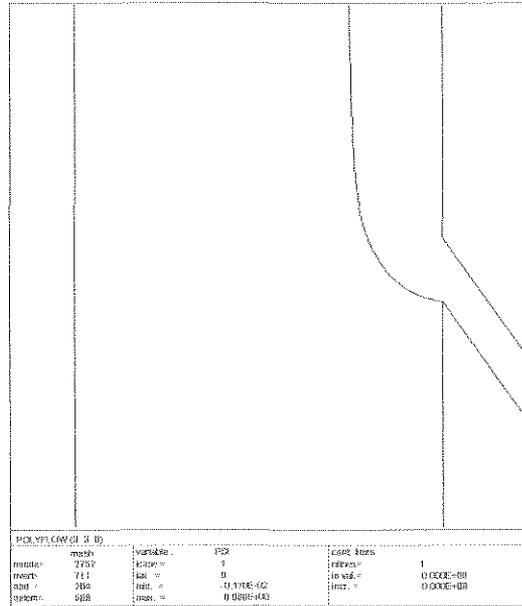


Fig. 5.1.2.3.8 Linha de corrente na interface B(A/2) p/ entrada a 30°.

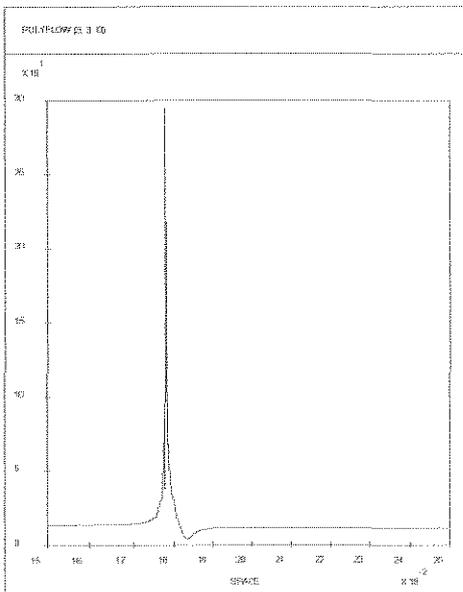


Fig. 5.1.2.3.9 Taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ na interface B(A/2) p/ entrada a 30° sem alargamento.

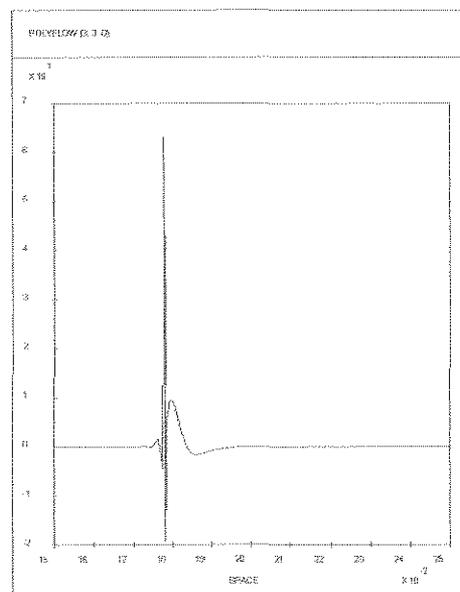
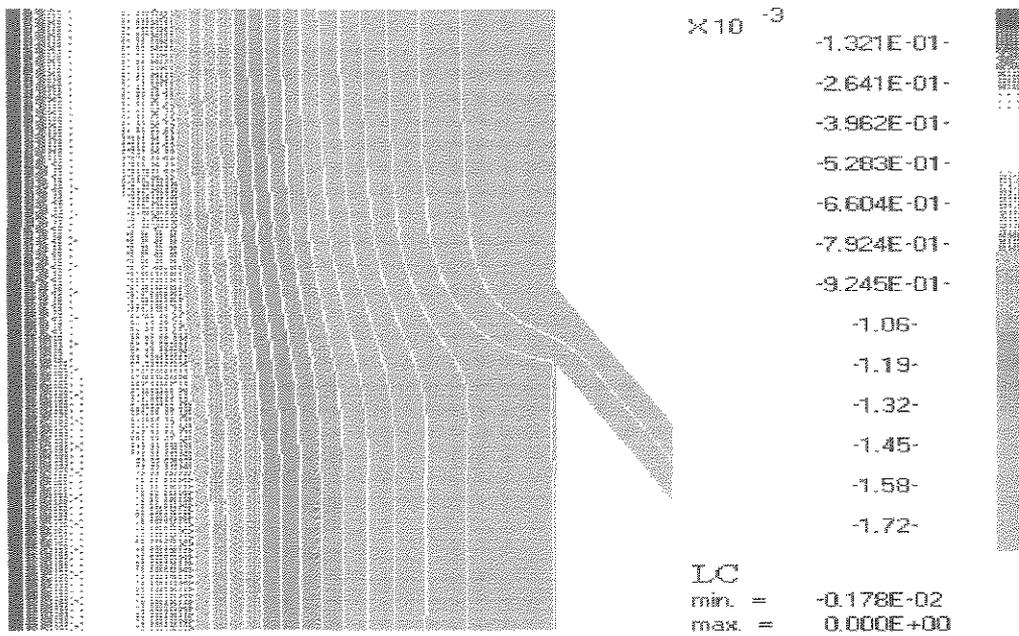
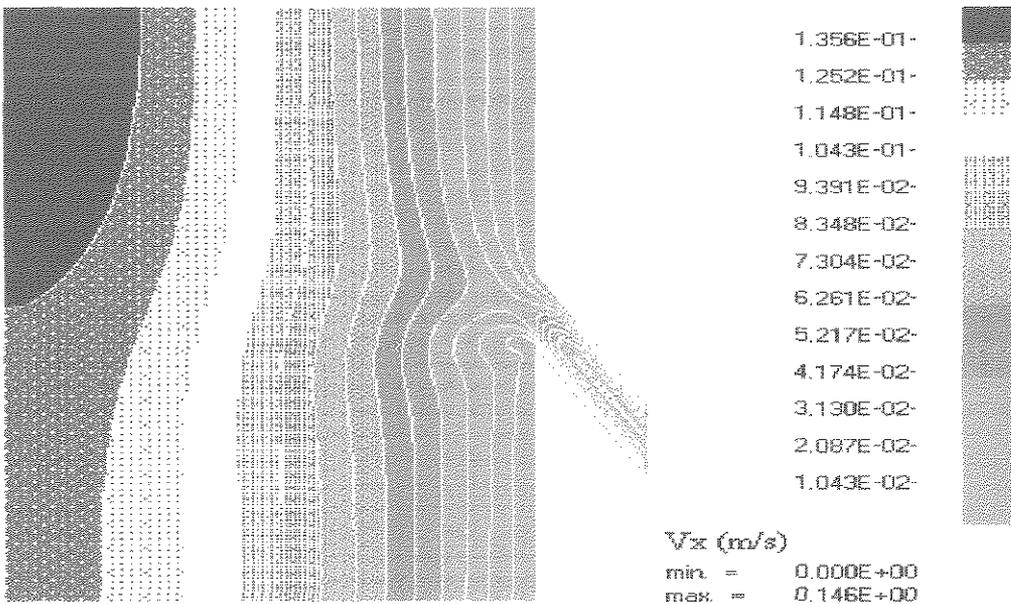


Fig. 5.1.2.3.10 Taxa de deformação d_{11} na linha de corrente na interface B(A/2) p/ entrada a 30° sem alarg.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.1.2.3.11 Linhas de corrente p/ a coex. B(A/2), entrada a 30° sem alargamento.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.1.2.3.12 Isovelocidades v_x em torno do ponto de entrada da camada A/2, p/ entrada a 30° sem alargamento.

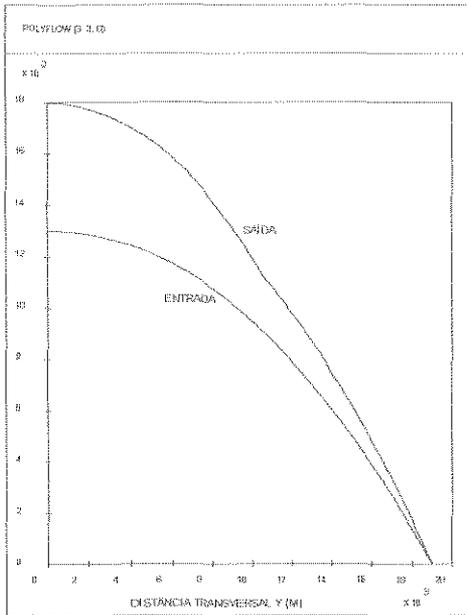


Fig. 5.1.2.3.13 Perfil de velocidade v_x na entrada e saída do “feedblock” para a coex B(2A).

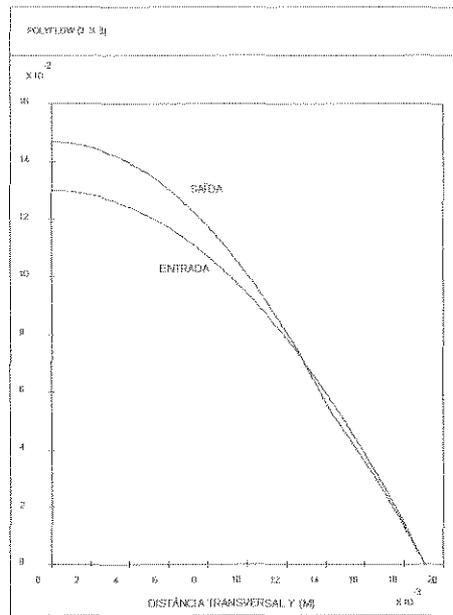


Fig. 5.1.2.3.14 Perfil de velocidade v_x na entrada e saída do “feedblock” para a coex B(A/2).

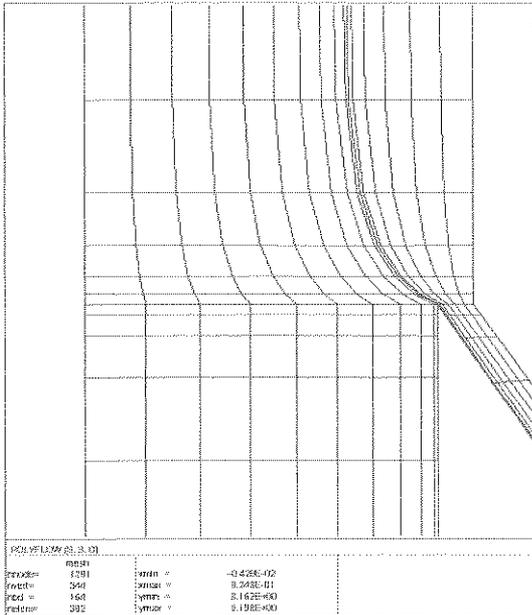


Fig. 5.1.2.4.1 Malha final p/ entrada A a 30° com alargamento.

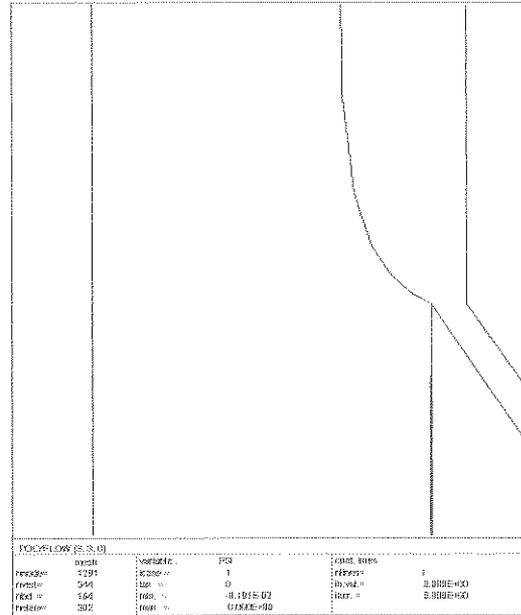


Fig. 5.1.2.4.2 Linha de corrente na interface BA p/ ent. A a 30° c/ alarg.

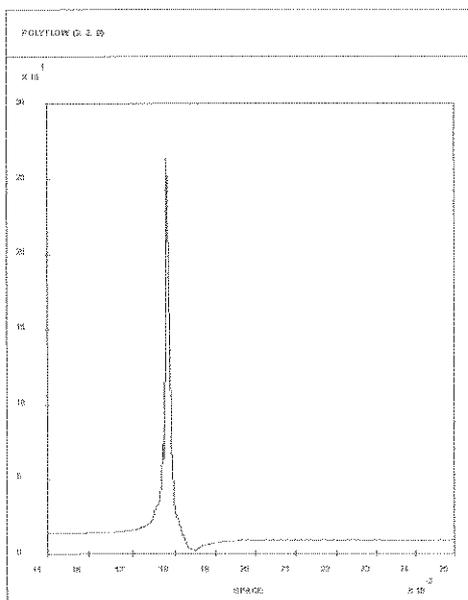


Fig. 5.1.2.4.3 Taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ na linha de corrente na interface BA p/ entrada a 30° com alargamento.

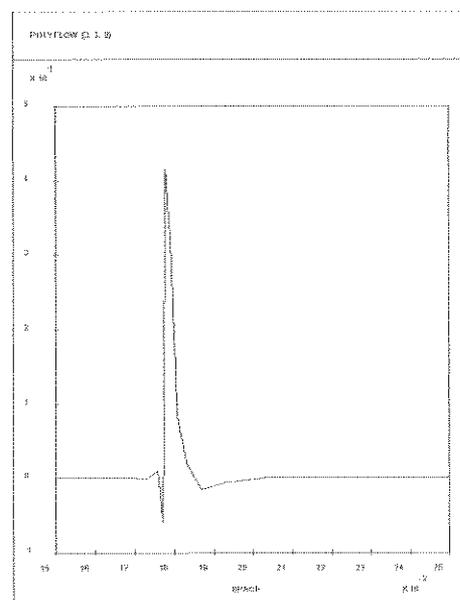


Fig. 5.1.2.4.4 Taxa de deformação d_{11} na linha de corrente na interface BA p/ entrada a 30° c/ alargamento.

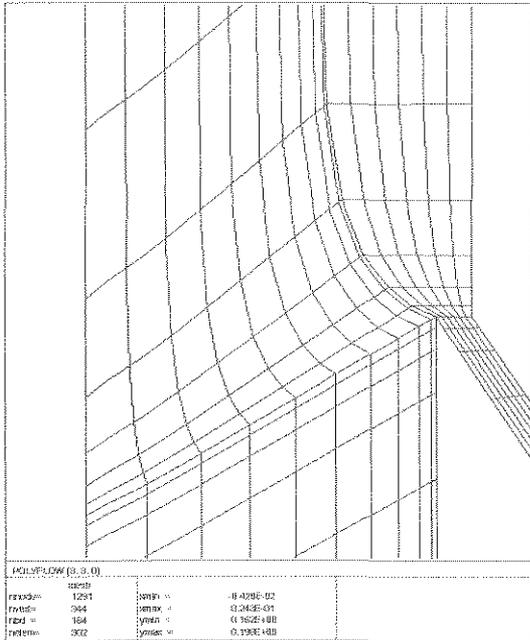


Fig. 5.1.2.4.5 Malha final p/ entrada 2A a 30° com alargamento.

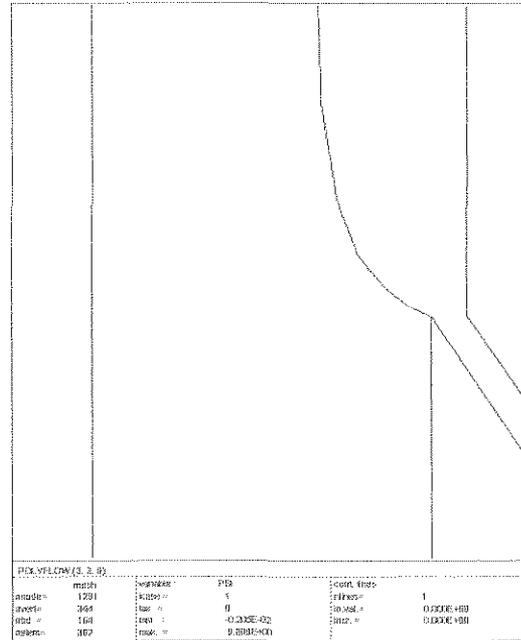


Fig. 5.1.2.4.6 Linha de corrente na interface B(2A), ent. a 30° c/ alarg.

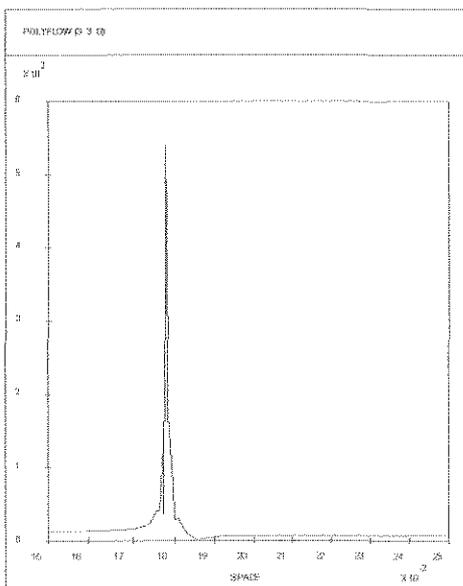


Fig. 5.1.2.4.7 Taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ na linha de corrente na interface B(2A) p/ entrada a 30° com alargamento.

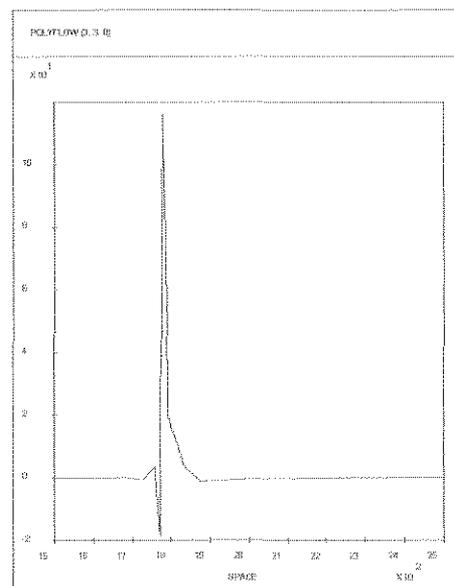


Fig. 5.1.2.4.8 Taxa de deformação d_{11} na linha de corrente na interface B(2A) p/ entrada a 30° c/ alarg.

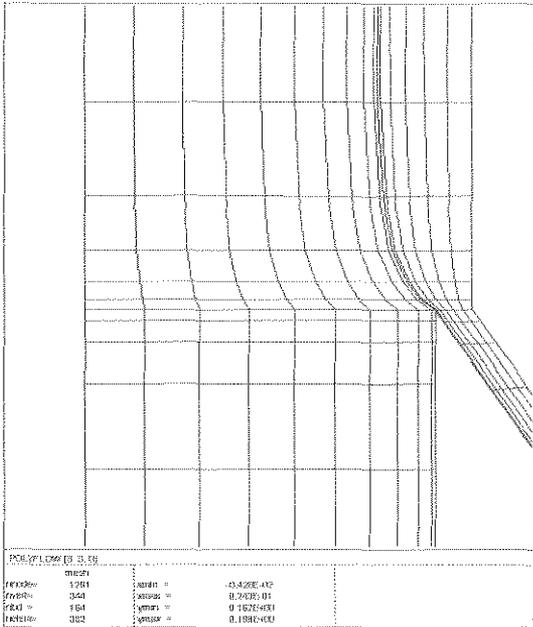


Fig. 5.1.2.4.9 Malha final p/ entrada (A/2) a 30° c/ alargamento.

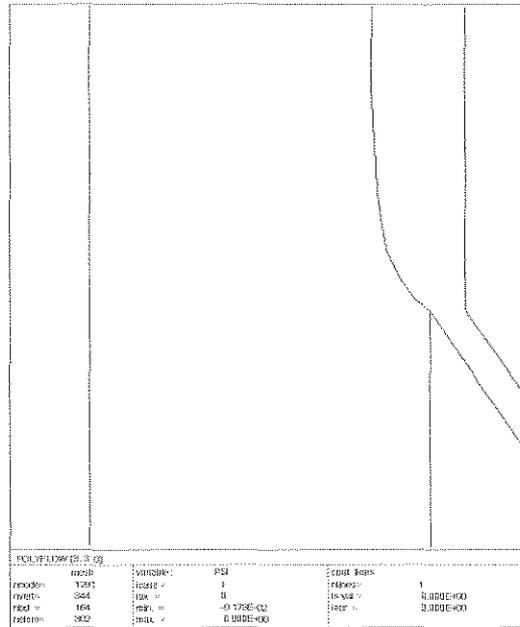


Fig. 5.1.2.4.10 Linha de corrente na interface B(A/2), ent a 30° c/ alarg.

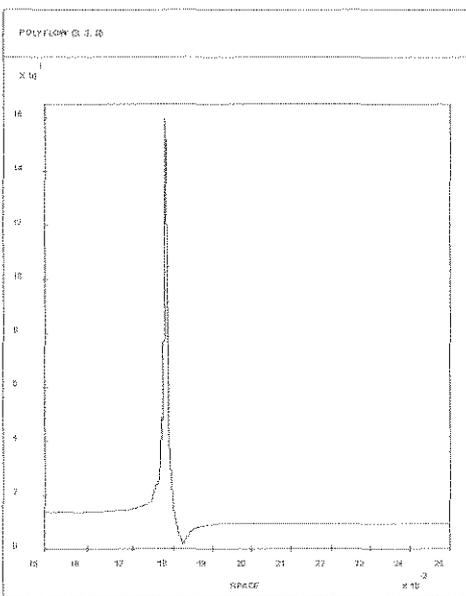


Fig. 5.1.2.4.11 Taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ na linha de corrente na interface B(A/2) p/ entrada a 30° com alargamento.

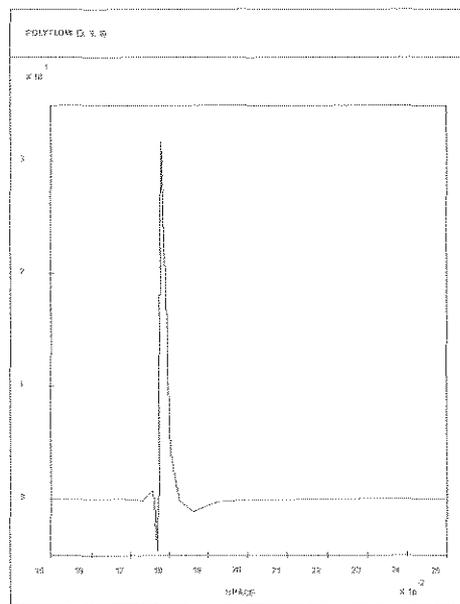


Fig. 5.1.2.4.12 Taxa d_{11} na linha de corrente na interface B(A/2) p/ entrada a 30° com alargamento.

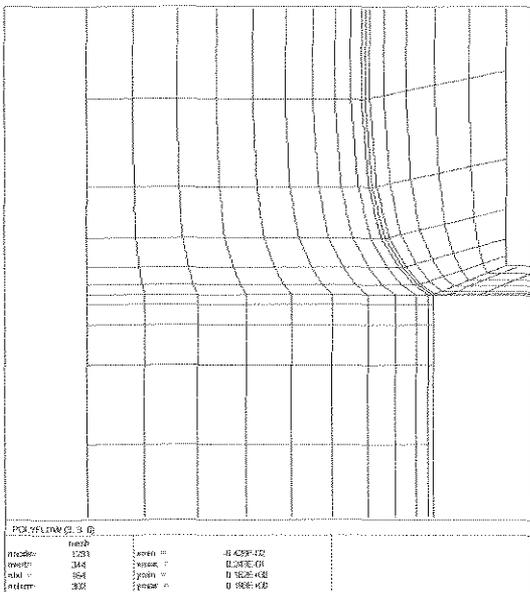


Fig. 5.1.2.4.13 Malha final p/ entrada A a 90° c/ alargamento.

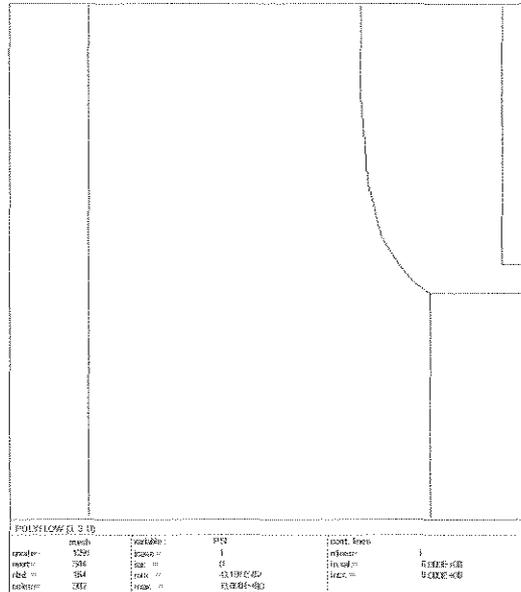


Fig. 5.1.2.4.14 Linha de corrente na interface BA p/ ent. a 90° c/ alarg.

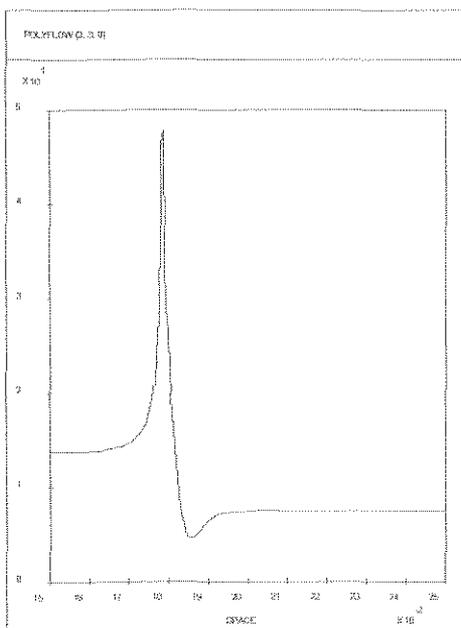


Fig. 5.1.2.4.15 Taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ na linha de corrente na interface BA p/ entrada a 90° com alargamento

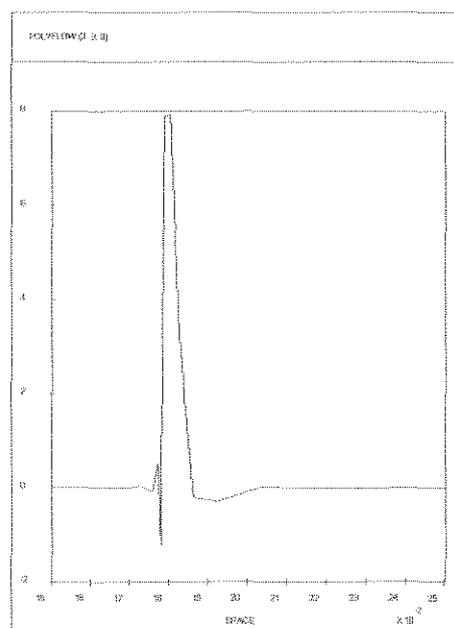


Fig. 5.1.2.4.16 Taxa de deformação d_{11} na linha de corrente na interface BA p/ entrada a 90° c/ alargamento.

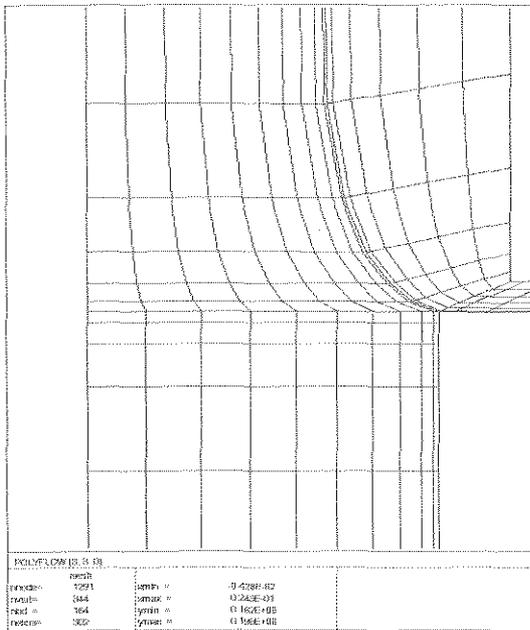


Fig. 5.1.2.4.17 Malha final p/ entrada (1,5A) a 90° c/ alargamento.

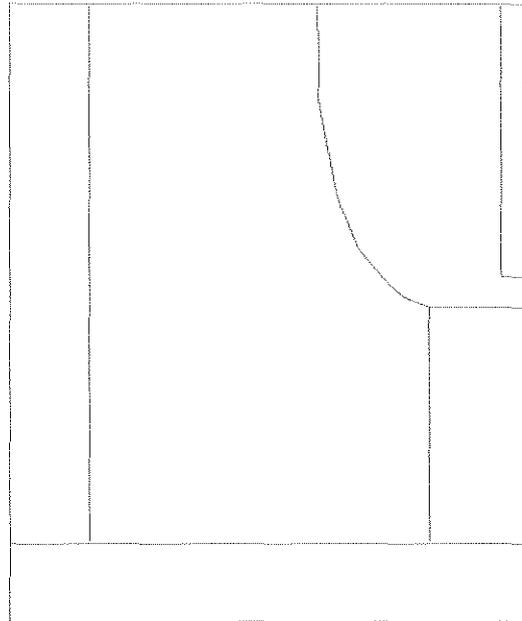


Fig. 5.1.2.4.18 Linha de corrente na interface B(1,5A), ent. a 90° c/ alarg.

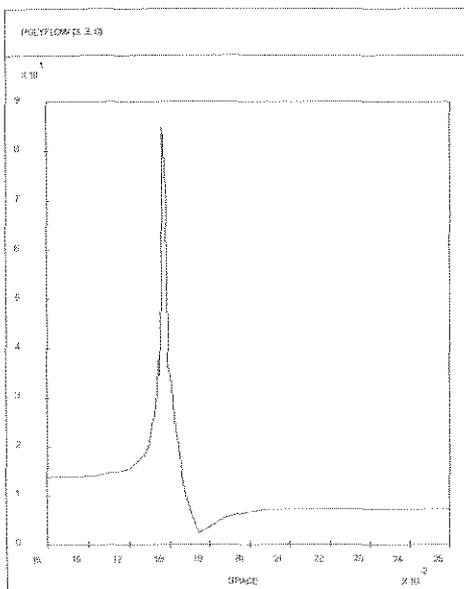


Fig. 5.1.2.4.19 Taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ na linha de corrente interface B(1,5A) p/ ent. a 90° c/ alargamento.

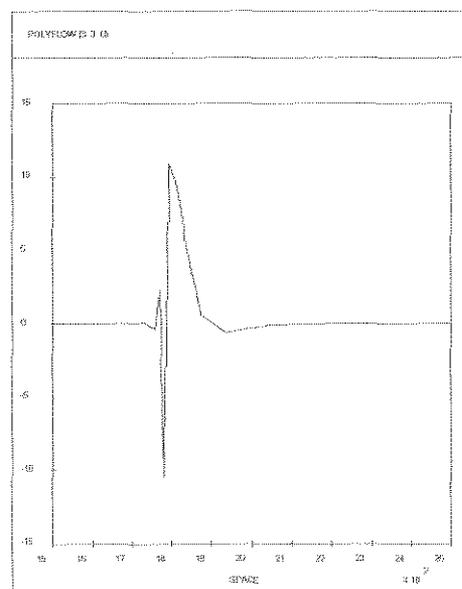


Fig. 5.1.2.4.20 Taxa de deformação d_{11} na linha de corrente na interface B(1,5A) p/ entrada a 90° c/ alarg.

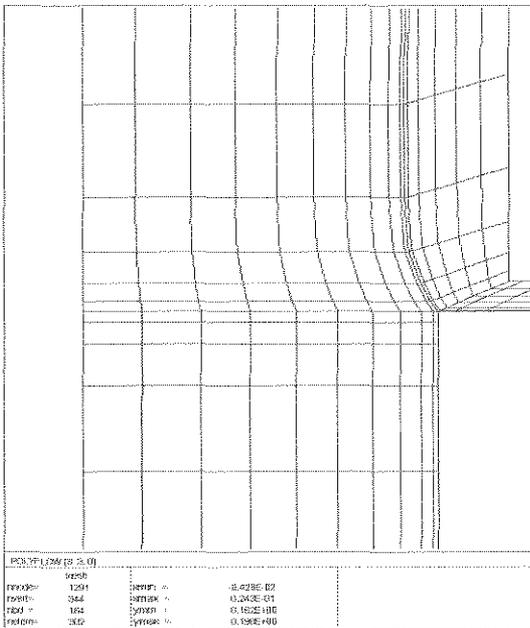


Fig. 5.1.2.4.21 Malha final p/ entrada (A/2) a 90° c/ alargamento.

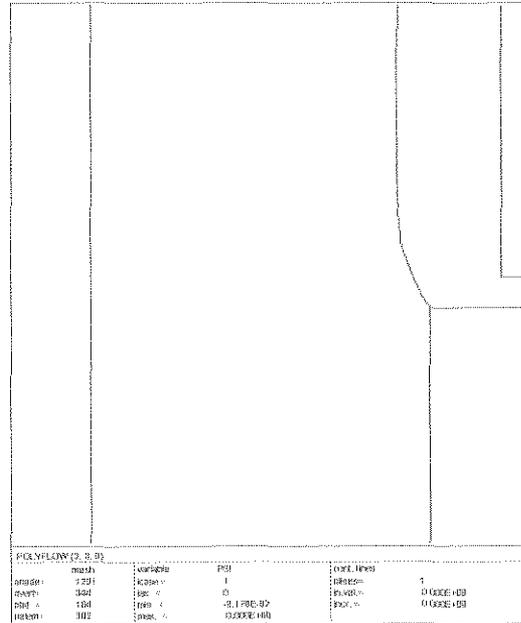


Fig. 5.1.2.4.22 Linha de corrente na interface B(A/2), ent. a 90° c/ alarg.

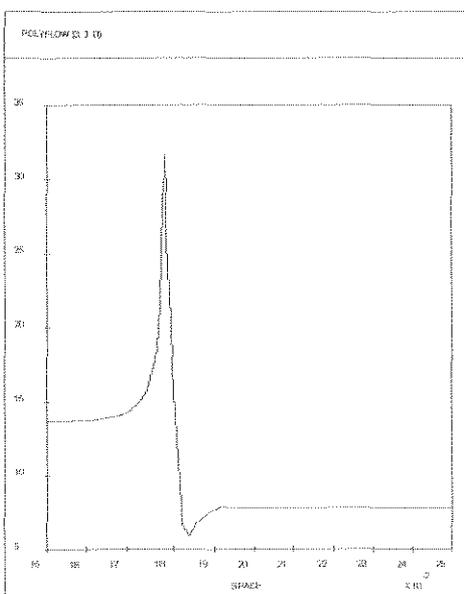


Fig. 5.1.2.4.23 Taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ na linha de corrente na interface B(A/2) p/ entrada a 90° c/ alargamento.

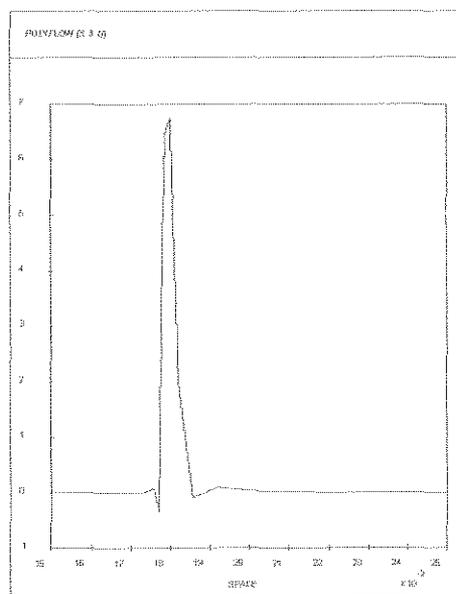
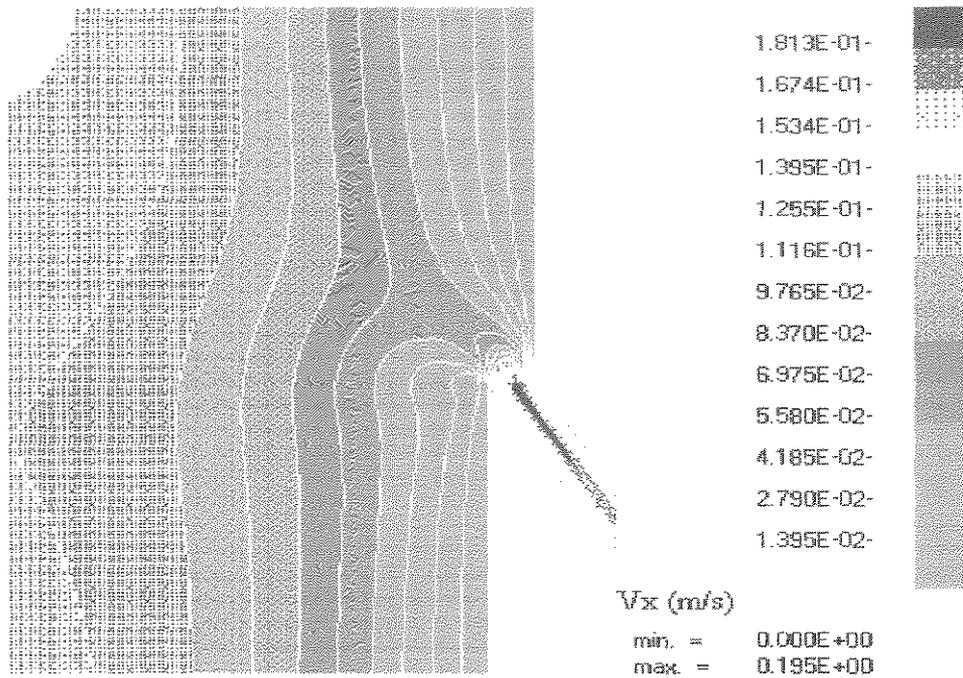
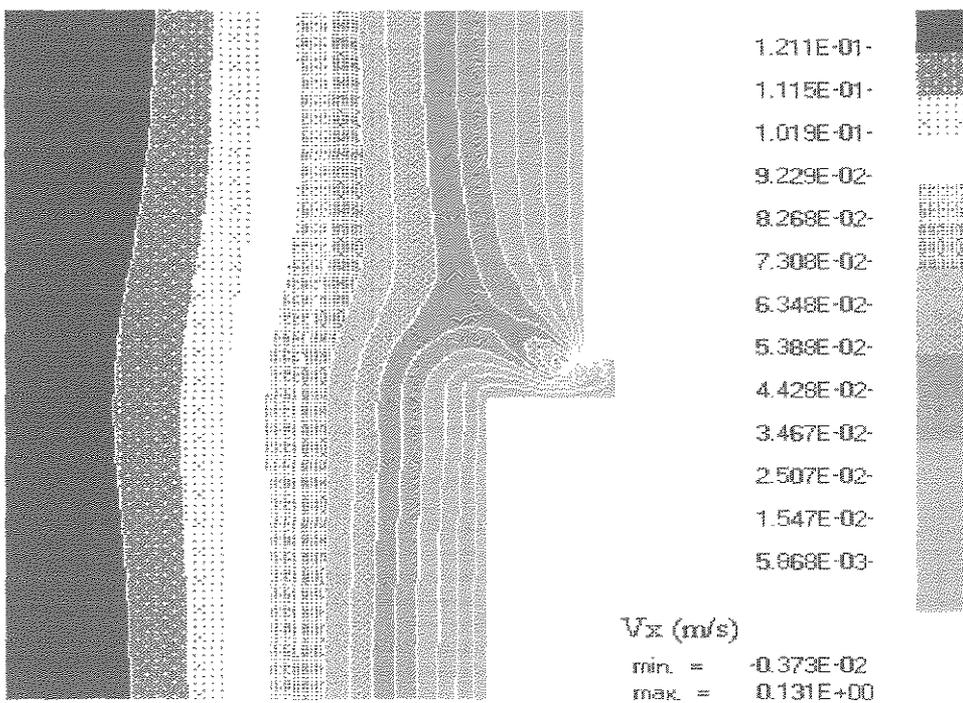


Fig. 5.1.2.4.24 Taxa de deform. d_{11} na linha de corrente na interface B(A/2) p/ ent. a 90° c/ alargamento.



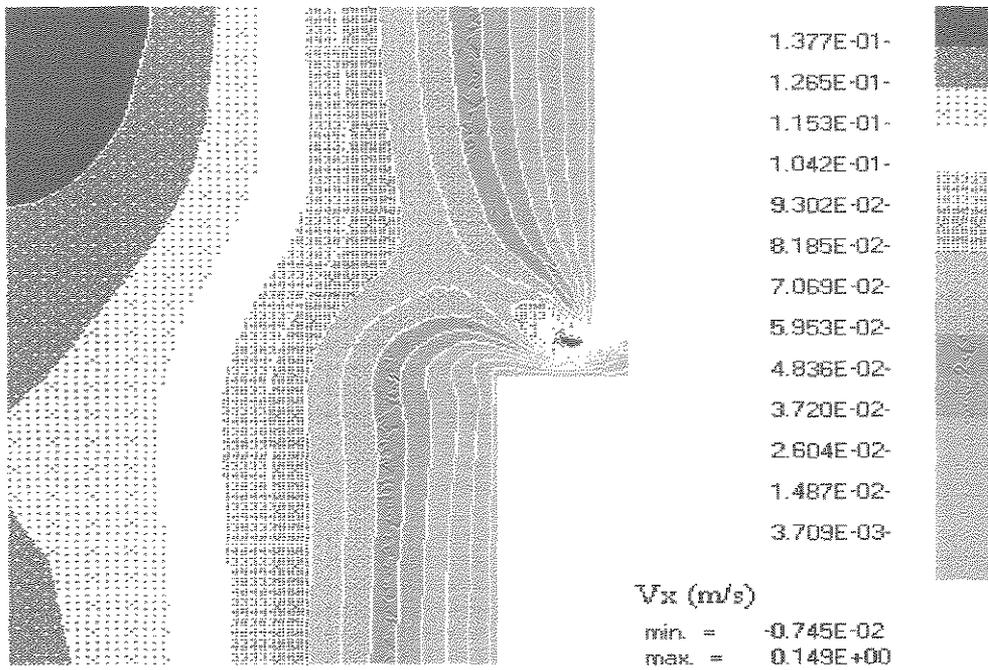
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.1.2.4.25 Isovelocidades v_x p/ entrada A a 30° com alargamento.



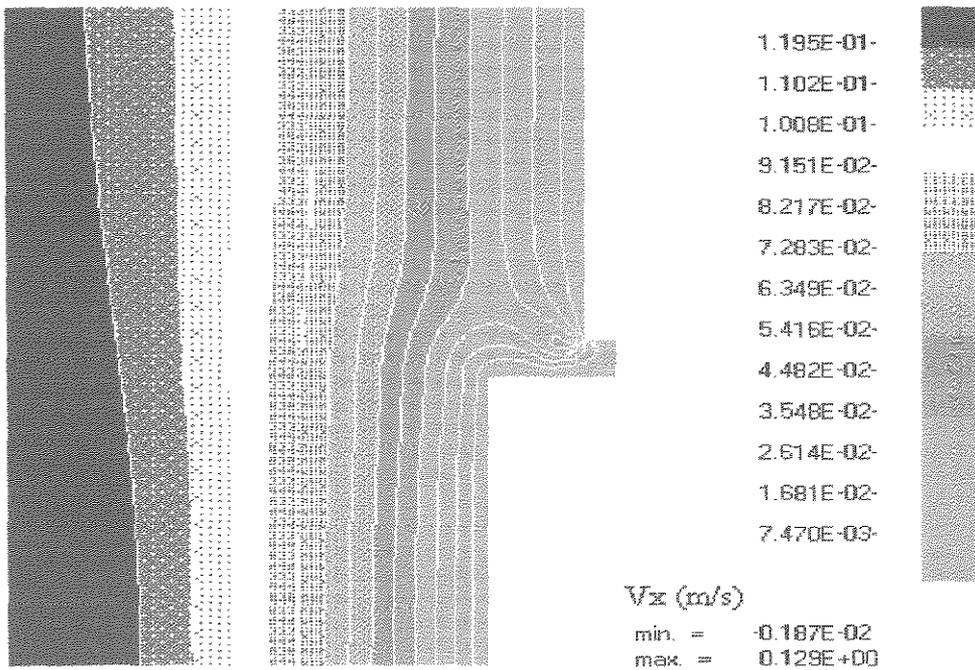
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.1.2.4.26 Isovelocidades v_x p/ entrada A a 90° com alargamento.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.1.2.4.27 Isovelocidades v_x p/ entrada 2A a 90° com alargamento.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.1.2.4.28 Isovelocidades v_x p/ entrada (A/2) a 90° com alargamento.

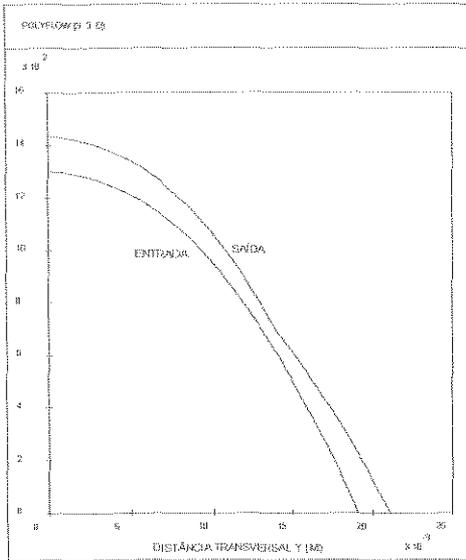


Fig. 5.1.2.4.29 Perfil de velocidade v_x na entrada e saída do “feedback” p/ entrada A a 30° .

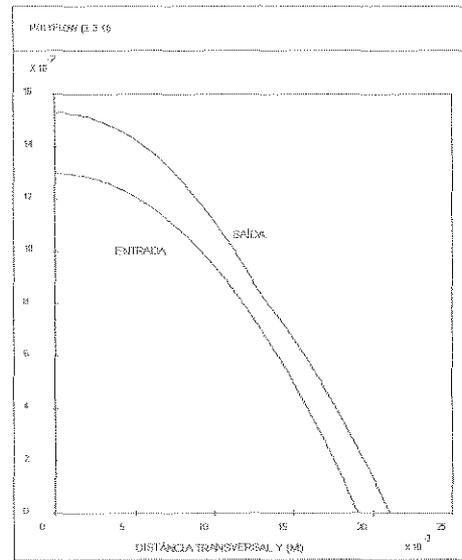


Fig. 5.1.2.4.30 Perfil de velocidade v_x na entrada e saída do “feedback” p/ entrada (2A) a 30° .

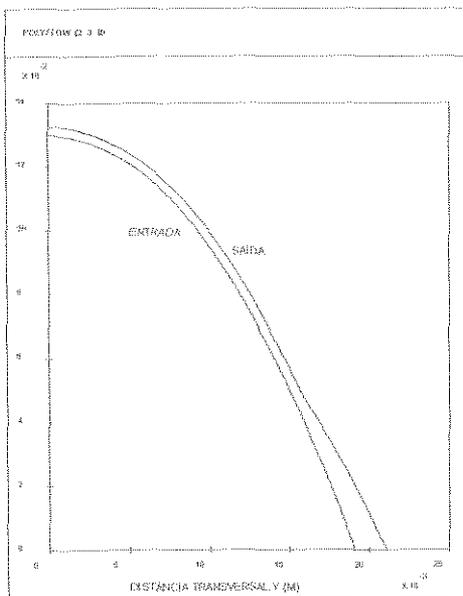


Fig. 5.1.2.4.31 Perfil de velocidade v_x na entrada e saída do “feedback” p/ entrada (A/2) a 30° .

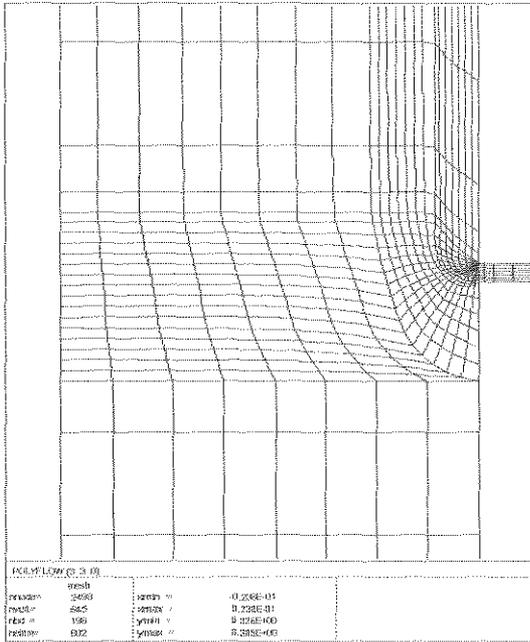


Fig. 5.1.3.1.1 Malha final p/ entrada C a 90° sem alargamento.

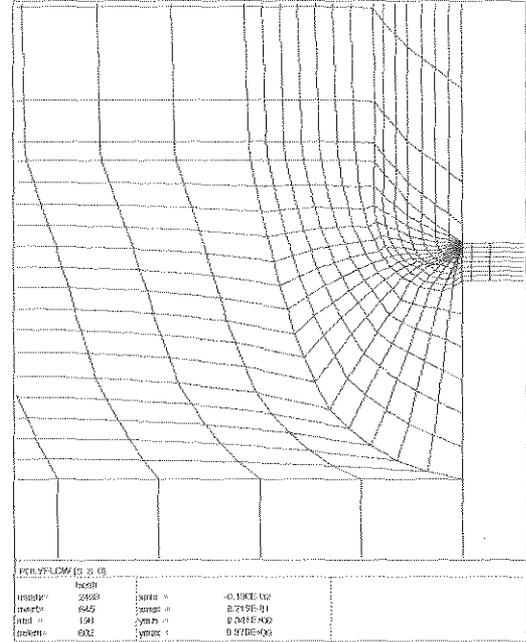


Fig. 5.1.3.1.2 Detalhe da malha p/ entrada C a 90° sem alargamento.

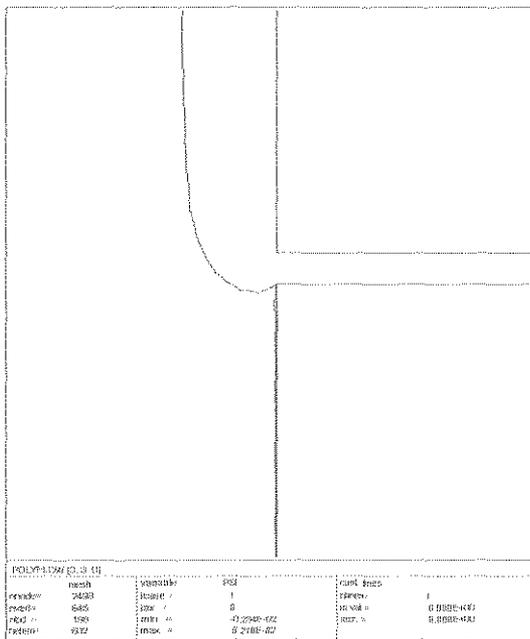


Fig. 5.1.3.1.3 Linha de corrente na interface AC p/ entrada a 90° sem alargamento.

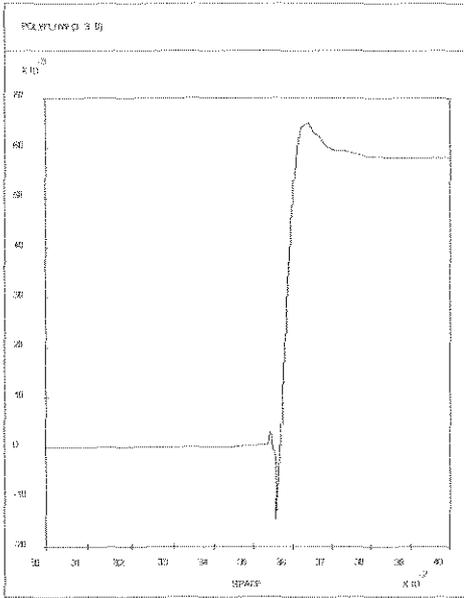


Fig. 5.1.3.1.4 Velocidade v_x na linha de corrente na interface AC p/ entrada a 90° sem alargamento.

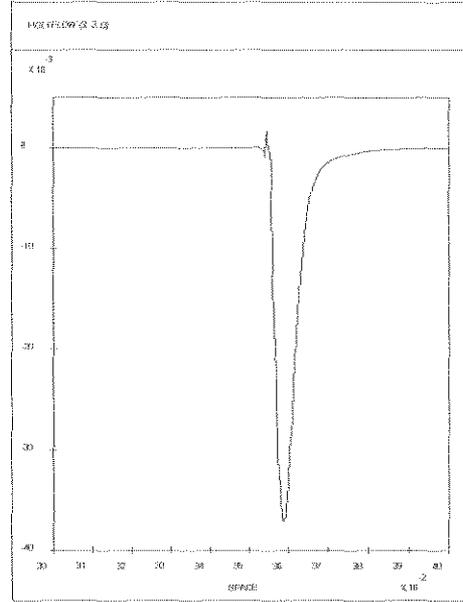


Fig. 5.1.3.1.5 Velocidade v_y na linha de corrente na interface AC p/ entrada C a 90° sem alargamento.

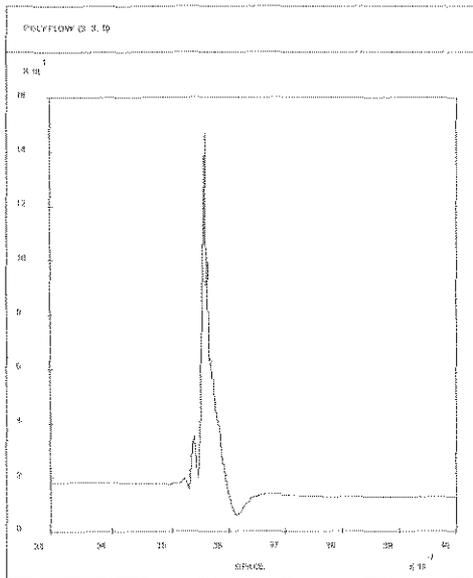


Fig. 5.1.3.1.6 Taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ na interface AC p/ entrada a 90° .

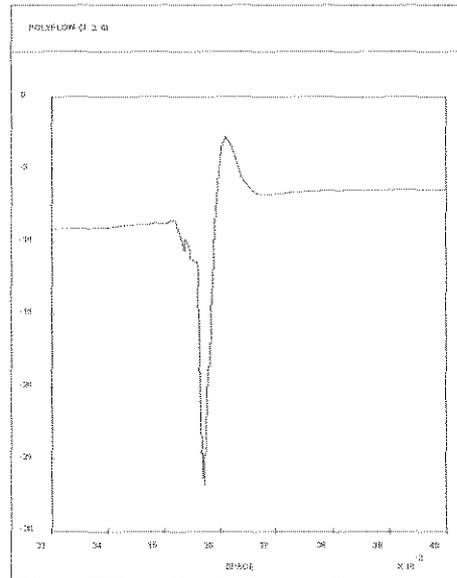


Fig. 5.1.3.1.7 Taxa d_{12} na linha de corrente na interface AC, ent. a 90° .

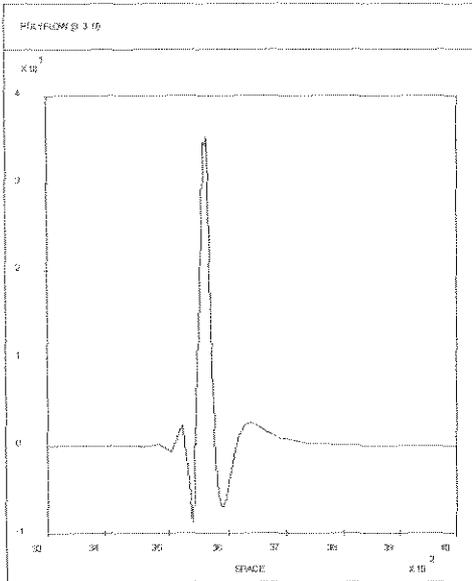


Fig. 5.1.3.1.8 Taxa de deformação d_{22} na interface AC p/ entrada a 90° .

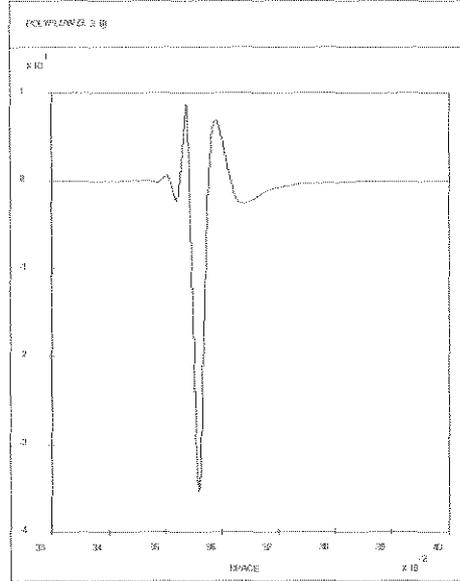


Fig. 5.1.3.1.9 Taxa de deformação d_{11} na interface AC p/ entrada a 90° .

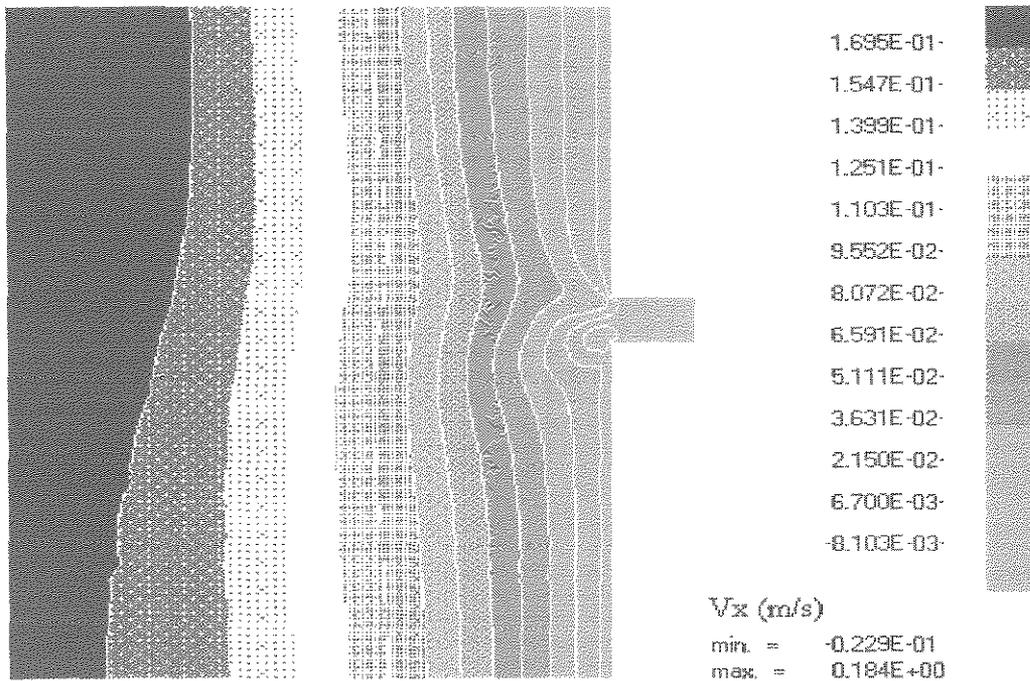
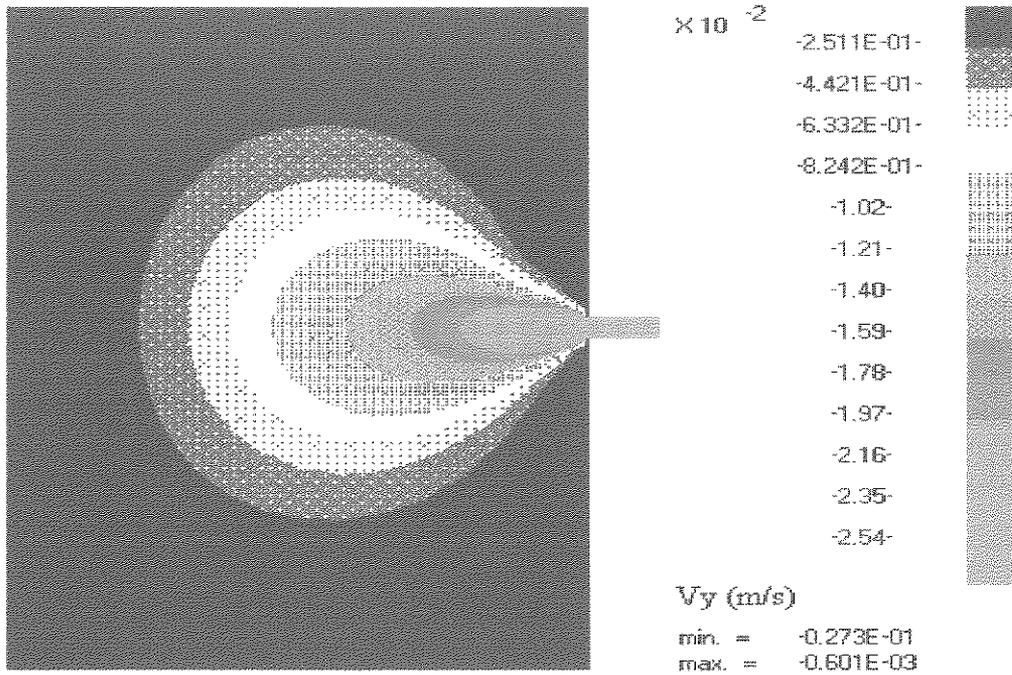


Fig. 5.1.3.1.10 Isovelocidades v_x p/ entrada C a 90° sem alargamento.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.1.3.1.11 Isovelocidades v_y p/ ent. C a 90° sem alargamento.

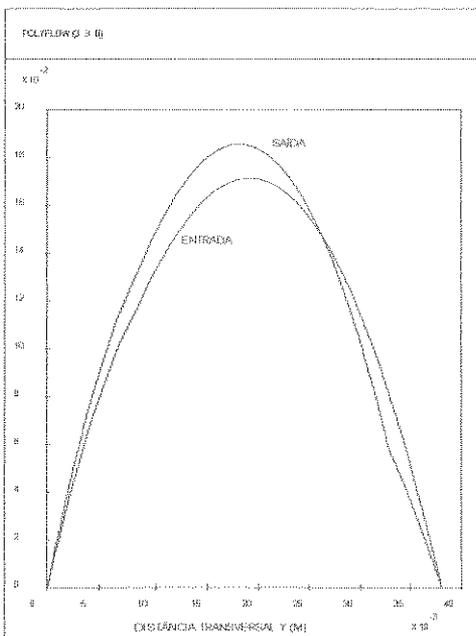


Fig.5.1.3.1.12 Perfil de velocidades v_x na entrada e saída do “feedblock” p/ entrada C a 90° sem alargamento.

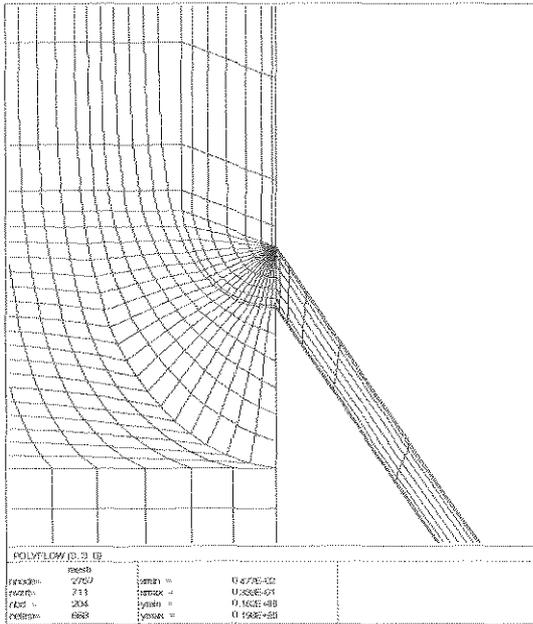


Fig. 5.1.3.1.13 Malha final (calculada) para entrada a 30° sem alargamento.

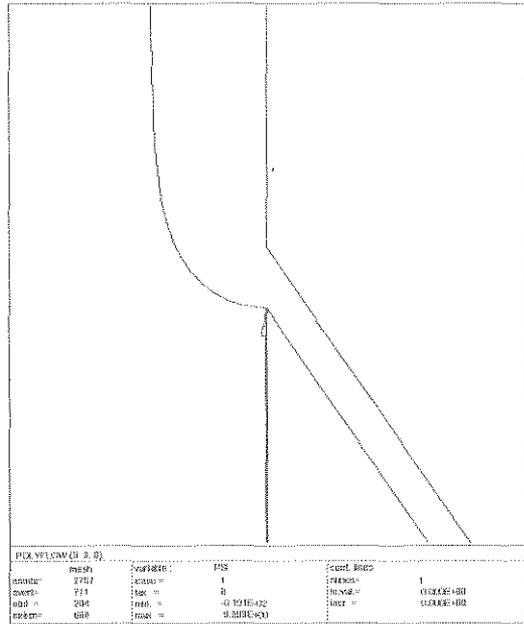


Fig. 5.1.3.1.14 Linha de corrente na interface AC p/ ent. a 30° sem alarg.

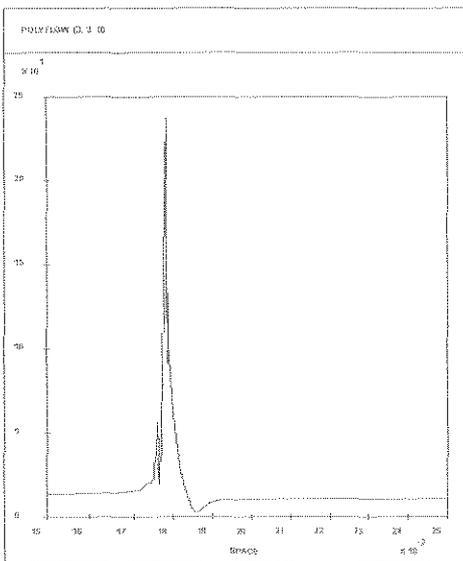


Fig. 5.1.3.1.15 Taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ na interface AC p/ entrada a 30° sem alargamento.

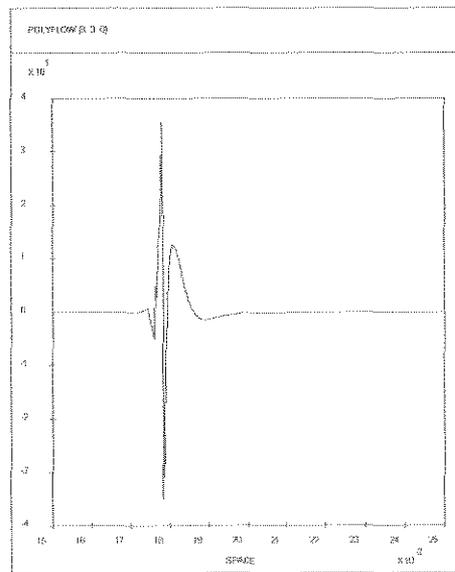


Fig. 5.1.3.1.16 Taxa de deform. d_{11} na linha de corrente na interface AC p/ entrada a 30° sem alargamento.

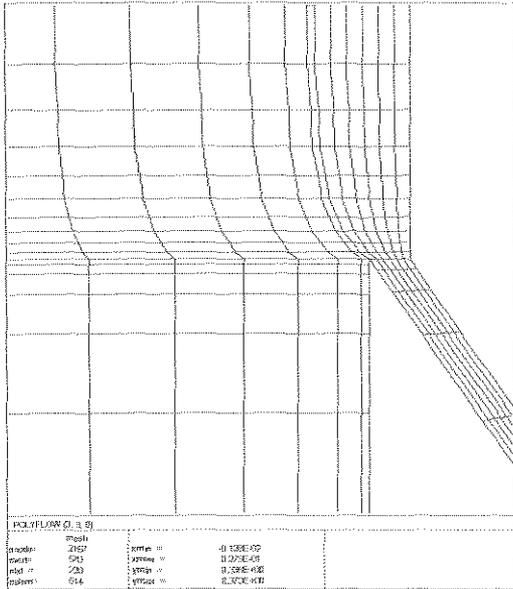


Fig. 5.1.3.2.1 Malha final p/ entrada C a 30° e alargamento = 2,3 mm.

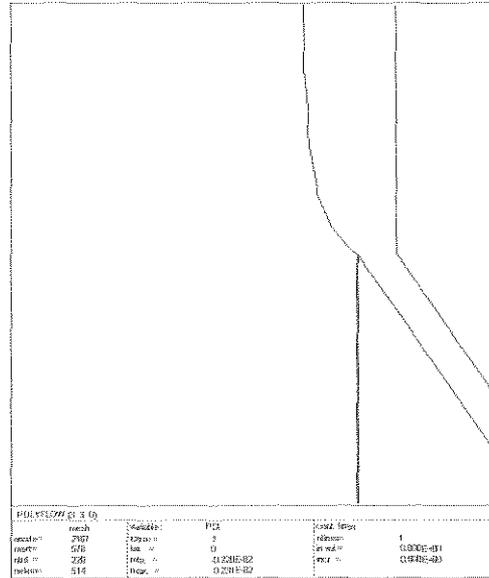


Fig. 5.1.3.2.2 Linha de corrente na interface AC p/ entrada a 30° e alargamento = 2,3 mm.

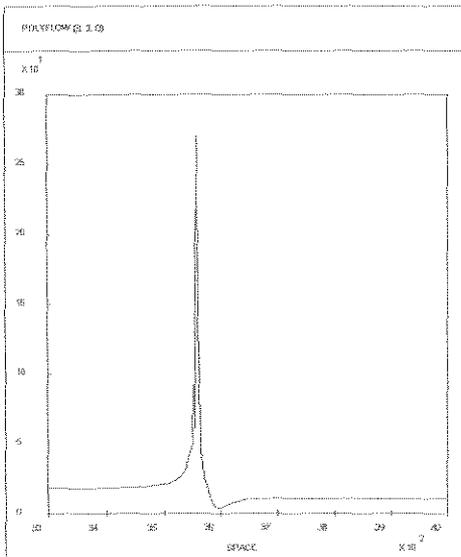


Fig. 5.1.3.2.3 Taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ na interface AC p/ entrada a 30° e alargamento = 2,3 mm.

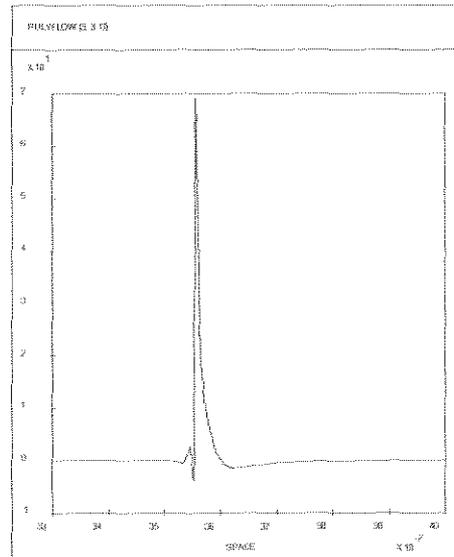


Fig. 5.1.3.2.4 Taxa de deform. d_{11} na linha de corrente na interface AC p/ entrada a 30° e alarg = 2,3 mm.

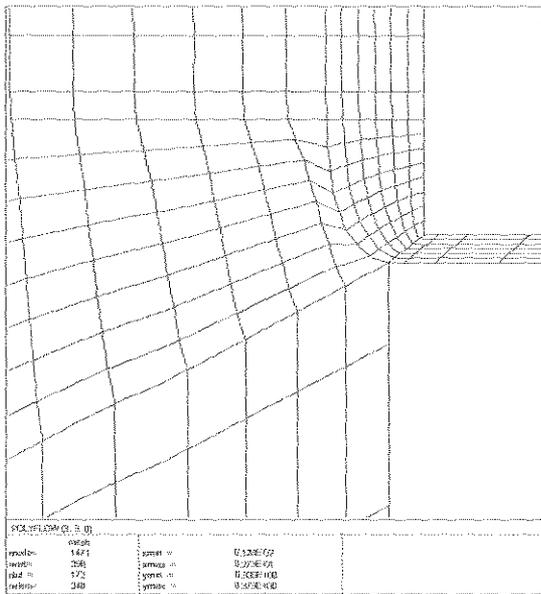


Fig. 5.1.3.2.5 Detalhe da malha final (calculada) para entrada a 90° e alargamento = 2,0 mm.

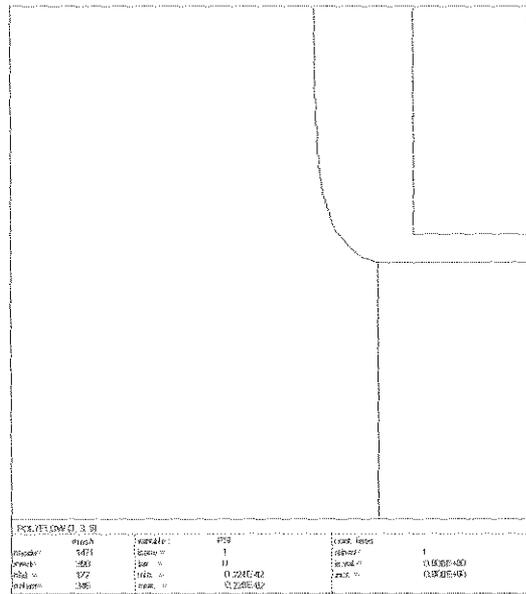


Fig. 5.1.3.2.6 Linha de corrente na interface AC p/ entrada a 90° e alargamento = 2,0 mm.

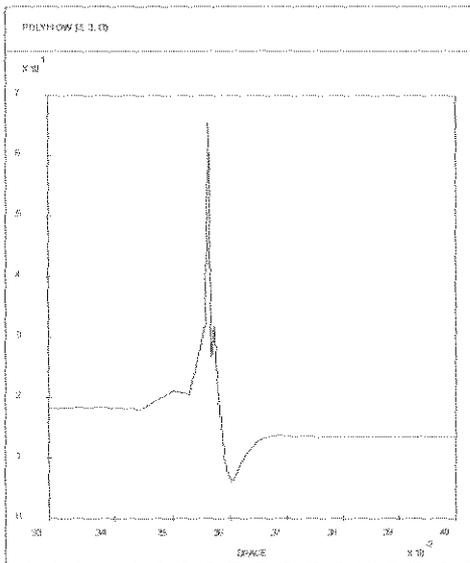


Fig. 5.1.3.2.7 Taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ na interface AC p/ entrada a 90° e alargamento = 2,0 mm.

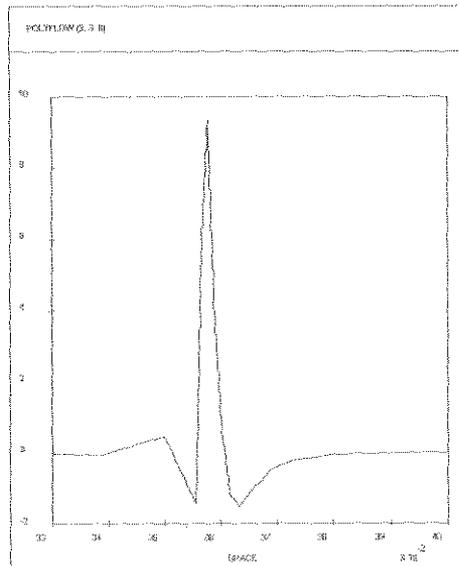


Fig. 5.1.3.2.8 Taxa de deform. d_{11} na linha de corrente na interface AC p/ entrada a 90° e alarg. = 2,0 mm.

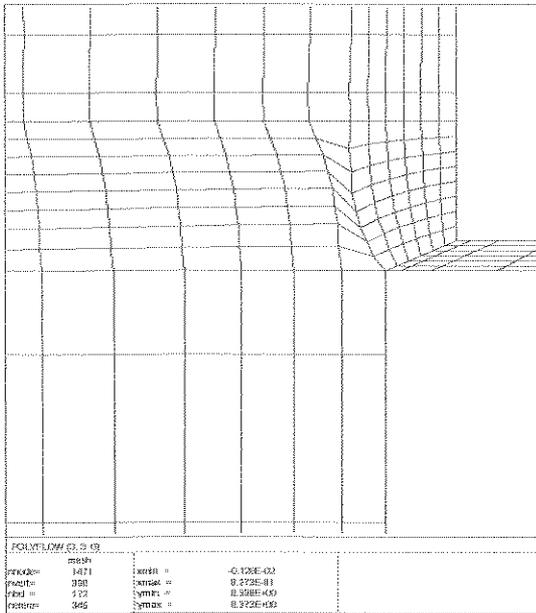


Fig. 5.1.3.2.9 Malha final (calculada) p/ entrada C a 90° e alarg. = 4,0 mm.

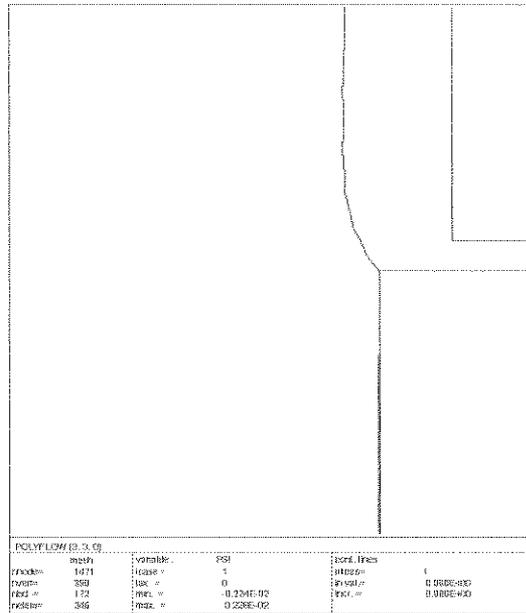


Fig. 5.1.3.2.10 Linha de corrente na interface AC p/ entrada a 90° e alargamento = 4,0 mm.

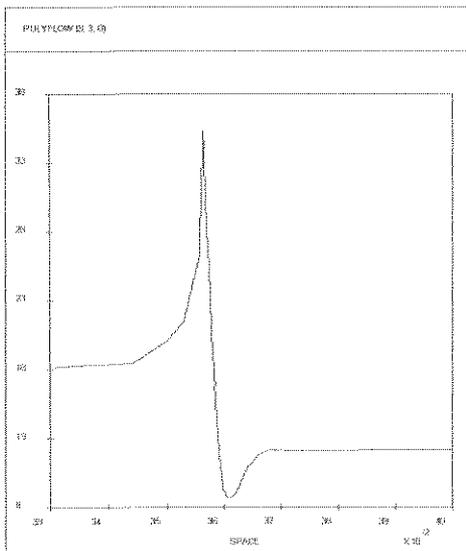


Fig. 5.1.3.2.11 Taxa de cisalhamento $\dot{\gamma}$ na interface AC p/ entrada a 90° e alargamento = 4,0 mm.

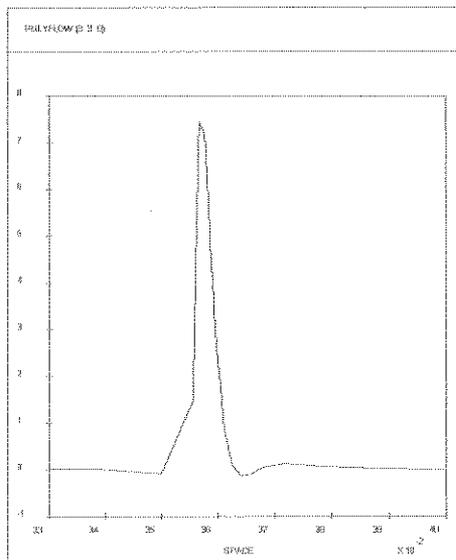
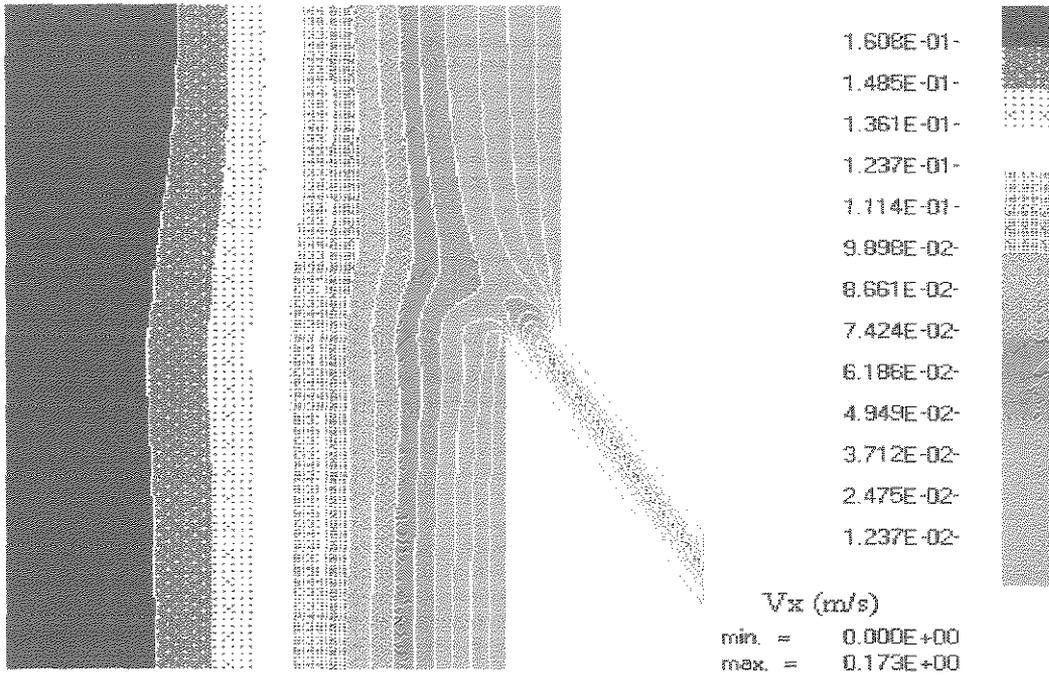
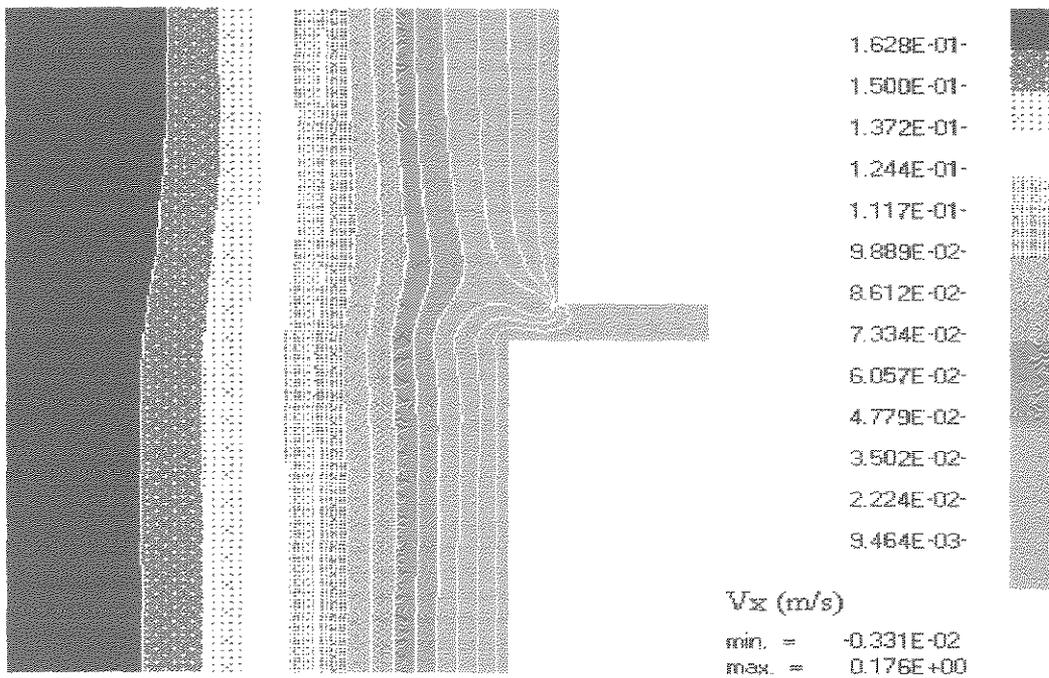


Fig. 5.1.3.2.12 Taxa de deform. d_{11} na linha de corrente na interface AC p/ entrada a 90° e alarg = 4,0 mm.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.1.3.2.13 Isovelocidades v_x p/ entrada C a 30° e alargamento = 2,3 mm.



POLYFLOW (3. 3. 0)

FIG. 5.1.3.2.14 Isovelocidades v_x p/ entrada C a 90° e alargamento = 2,0 mm.

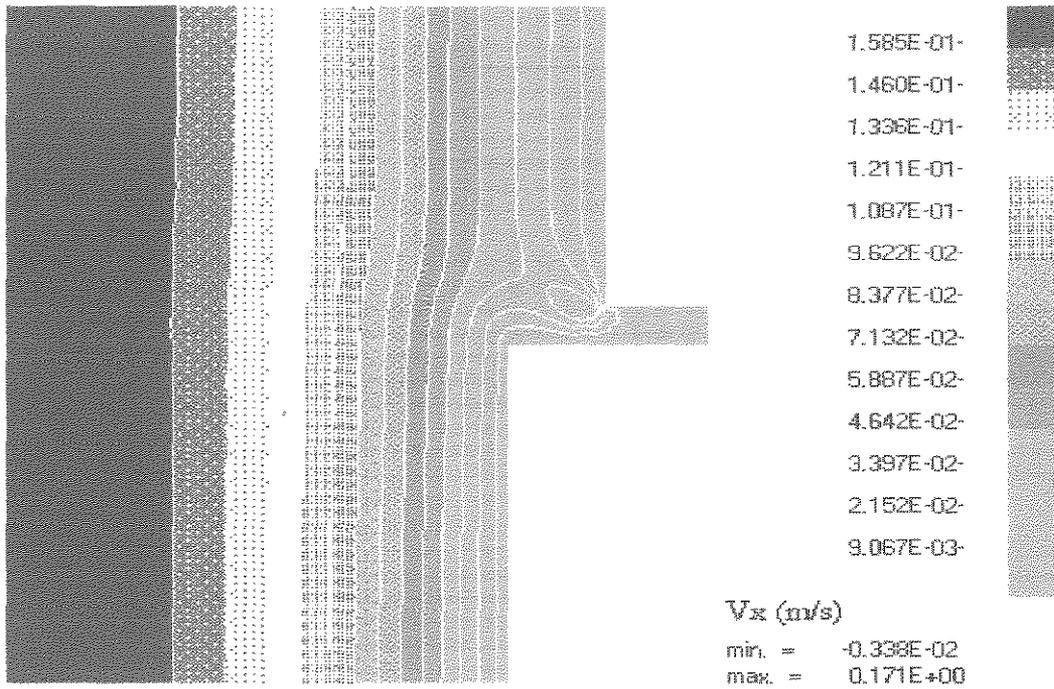


Fig. 5.1.3.2.15 Isovelocidades v_x p/ entrada a 90° e alargamento = 4,0 mm.

Caso 1: Problema isotérmico.

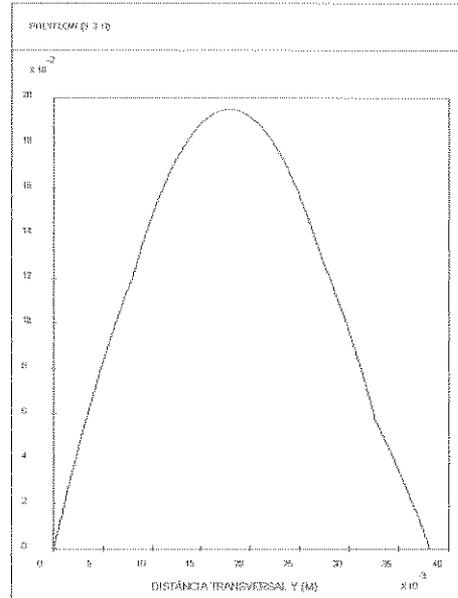
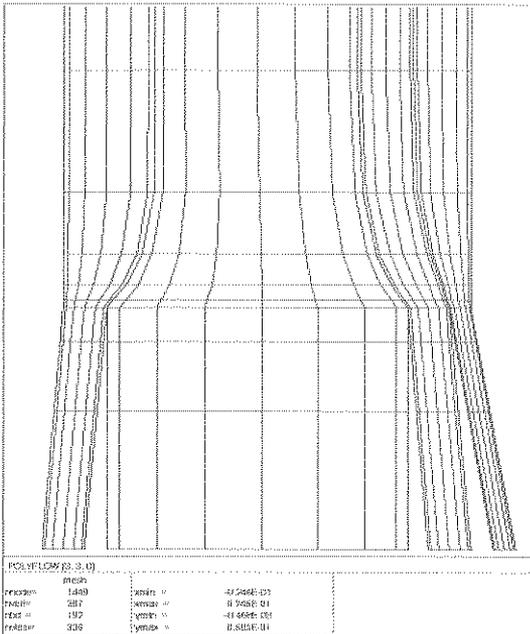


Fig. 5.2.1 Malha de elementos finitos: solução calculada.

Fig. 5.2.2 Perfil de velocidade v_x na saída da caixa de coextrusão.

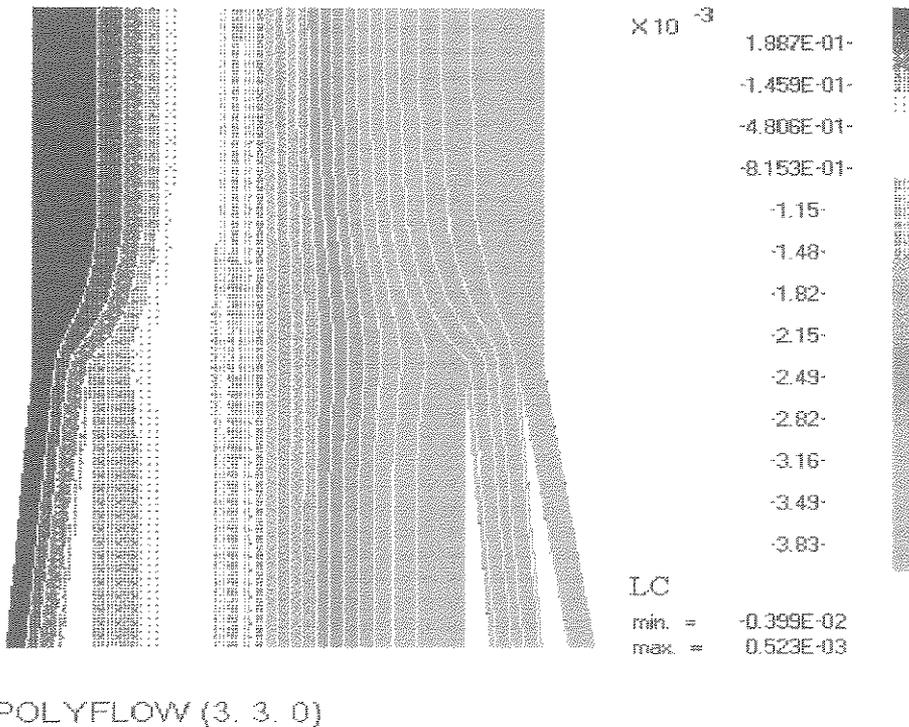
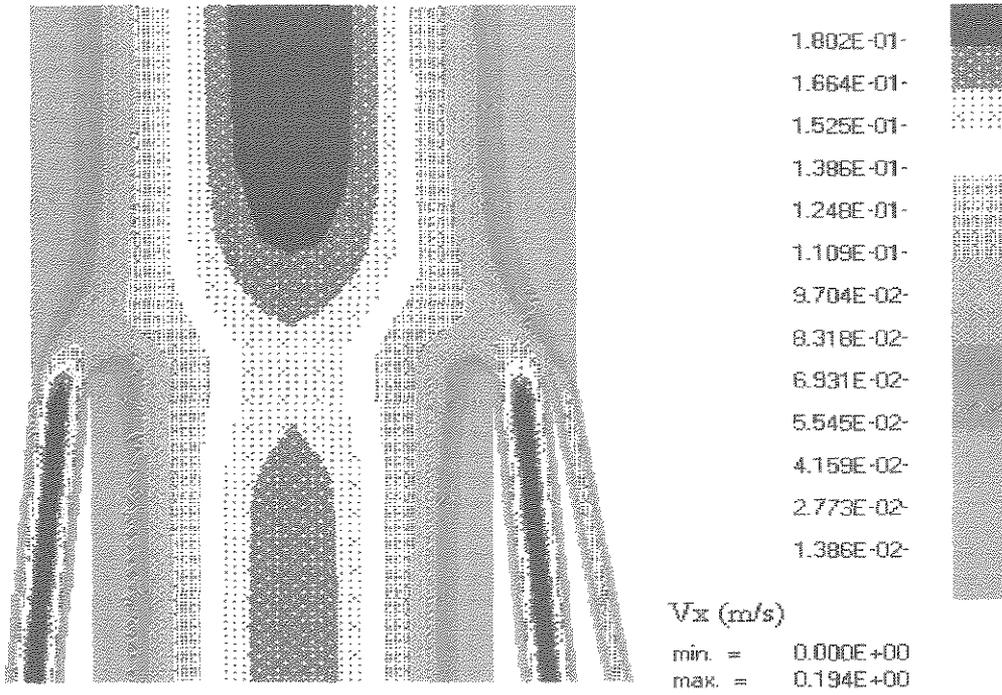
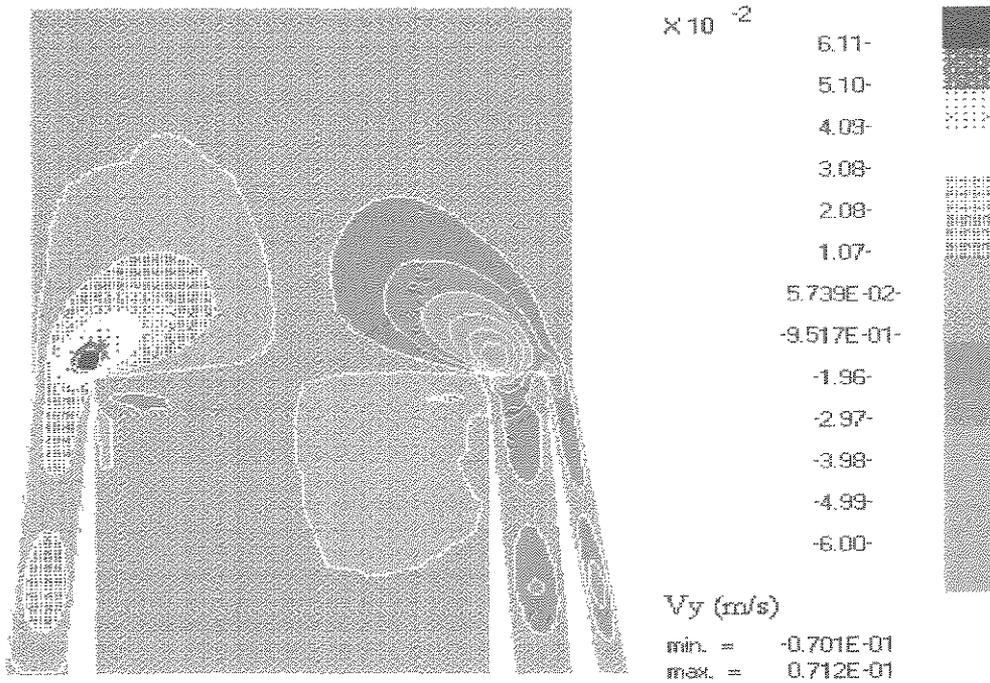


Fig. 5.2.3 Linhas de corrente na região de entrada das camadas.



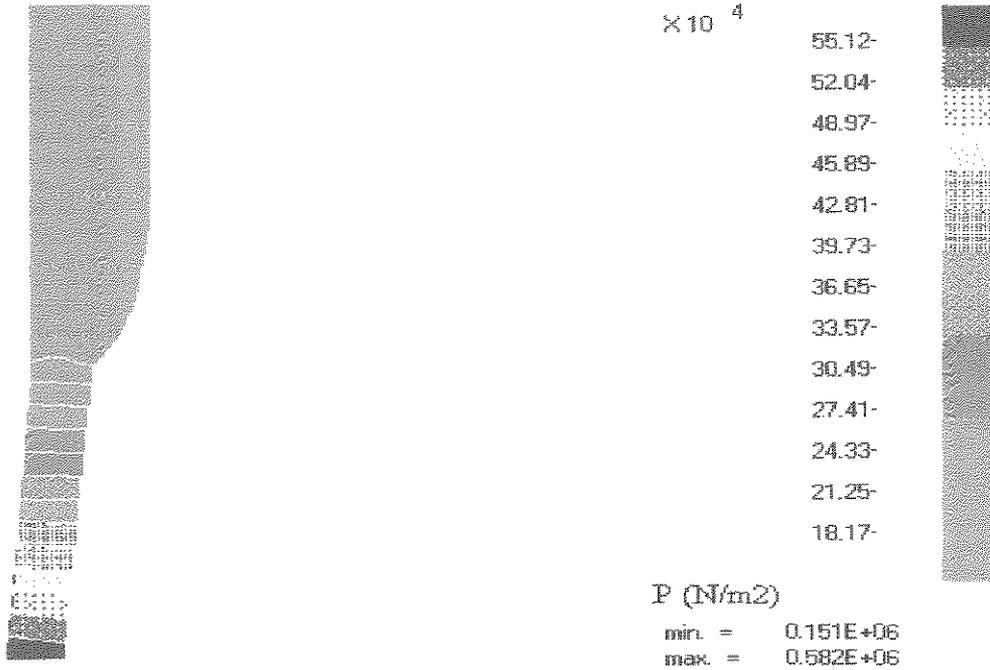
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.2.4 Isovelocidades v_x na região de entrada das camadas.



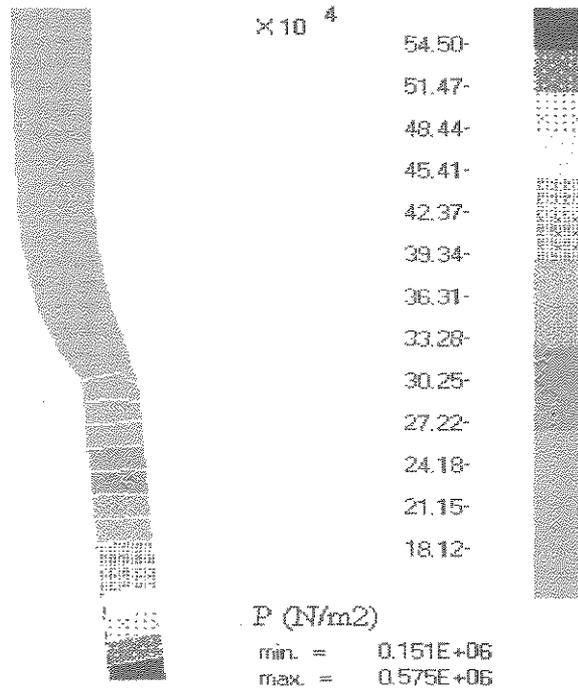
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.2.5 Isovelocidades v_y na região de entrada das camadas.



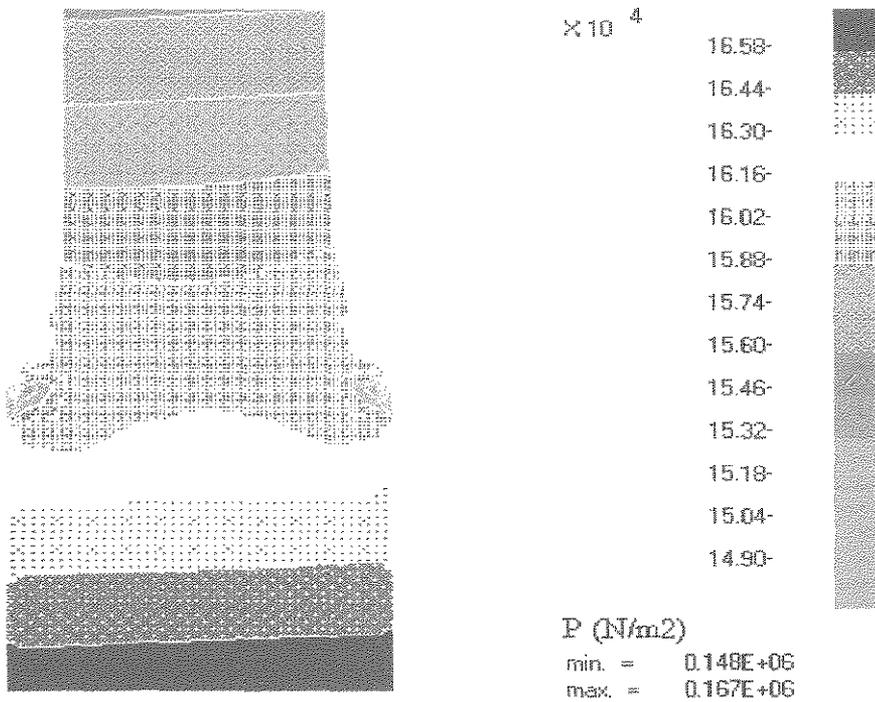
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.2.6 Isobáricas na região de entrada da camada A₁.



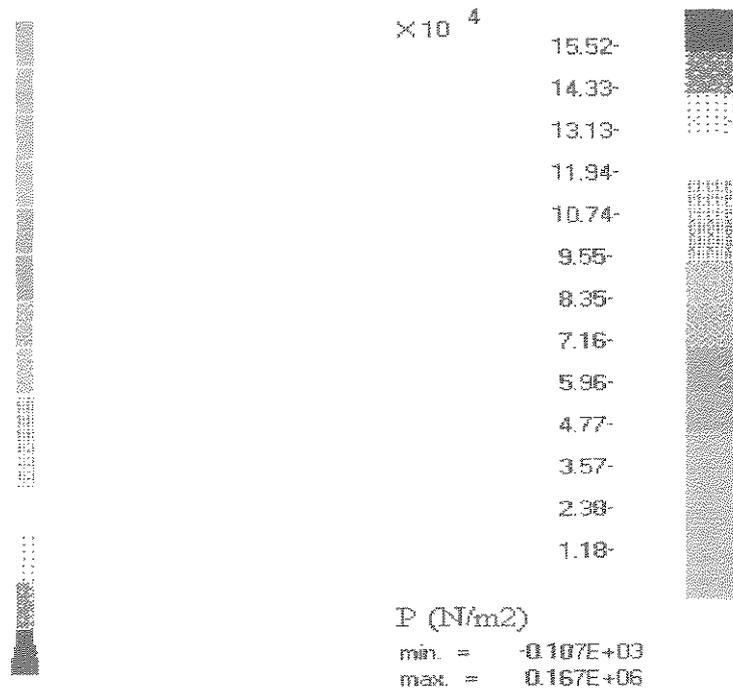
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.2.7 Isobáricas na região de entrada da camada A₂.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.2.8 Isobáricas na região de entrada da camada B.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.2.9 Isobáricas na camada B (toda a extensão da caixa de coextrusão).

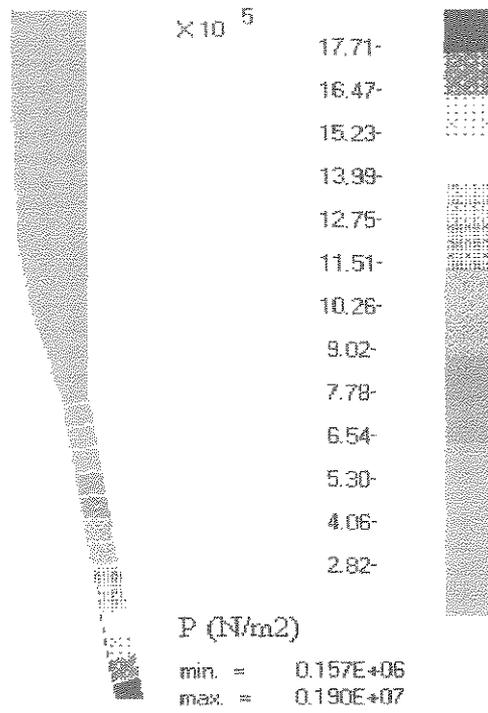


Fig. 5.2.10 Isobáricas na região de entrada da camada C.

Caso 2: As 4 camadas entrando a 285°C e as paredes do canal permanecem isotérmicas em 285°C.

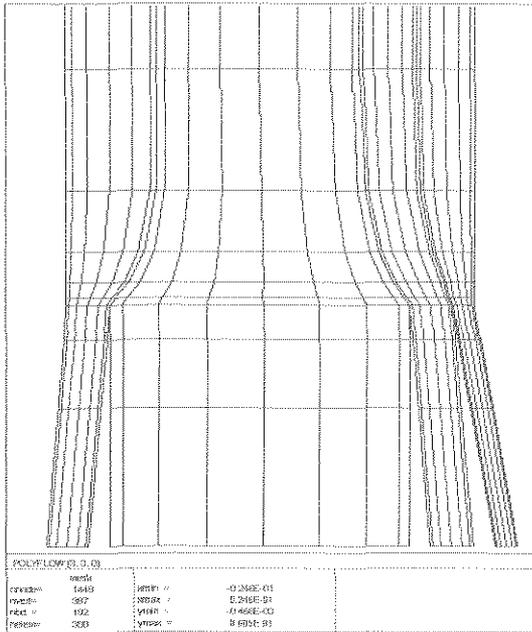


Fig. 5.2.11 Malha de elementos finitos: solução calculada.

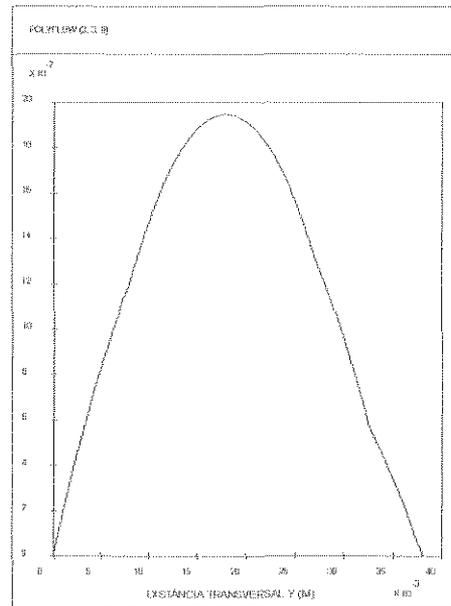


Fig. 5.2.12 Perfil de velocidade v_x na saída da caixa de coextrusão.

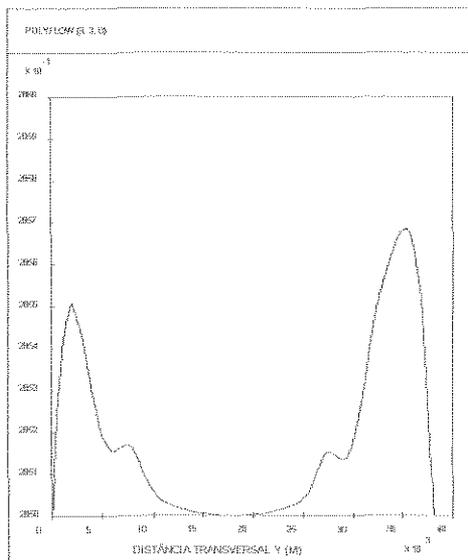


Fig. 5.2.13 Perfil de temperatura na saída da caixa de coextrusão.

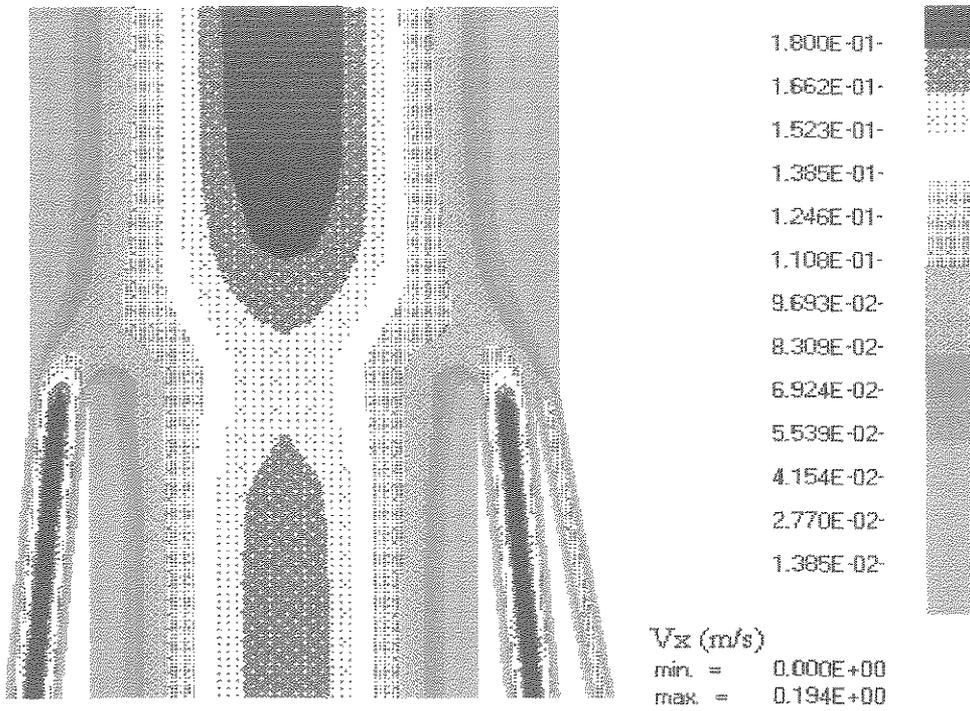


Fig. 5.2.14 Isovelocidades v_x na região de entrada das camadas.

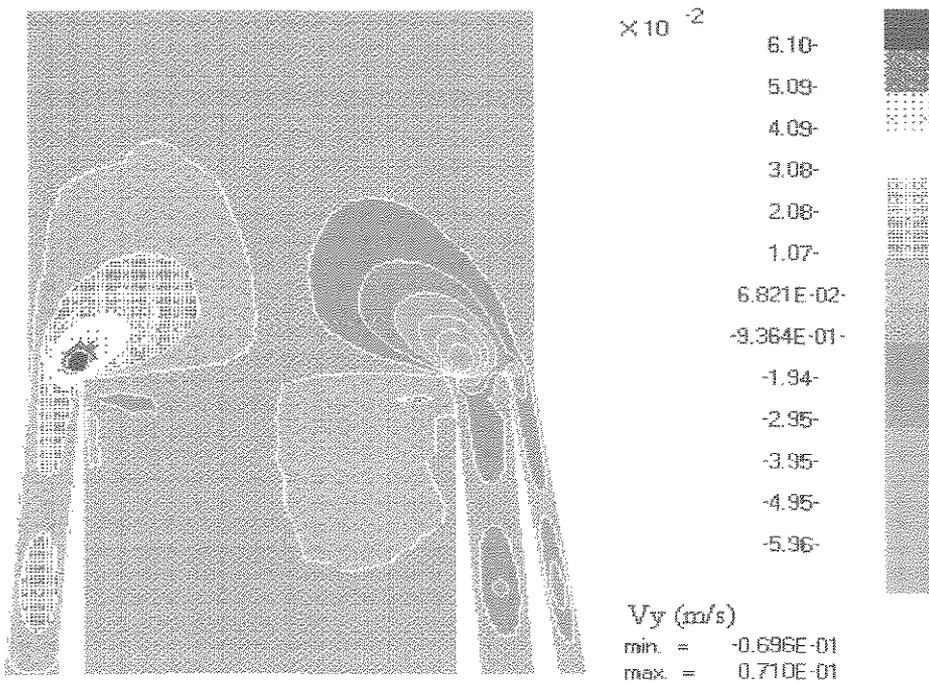
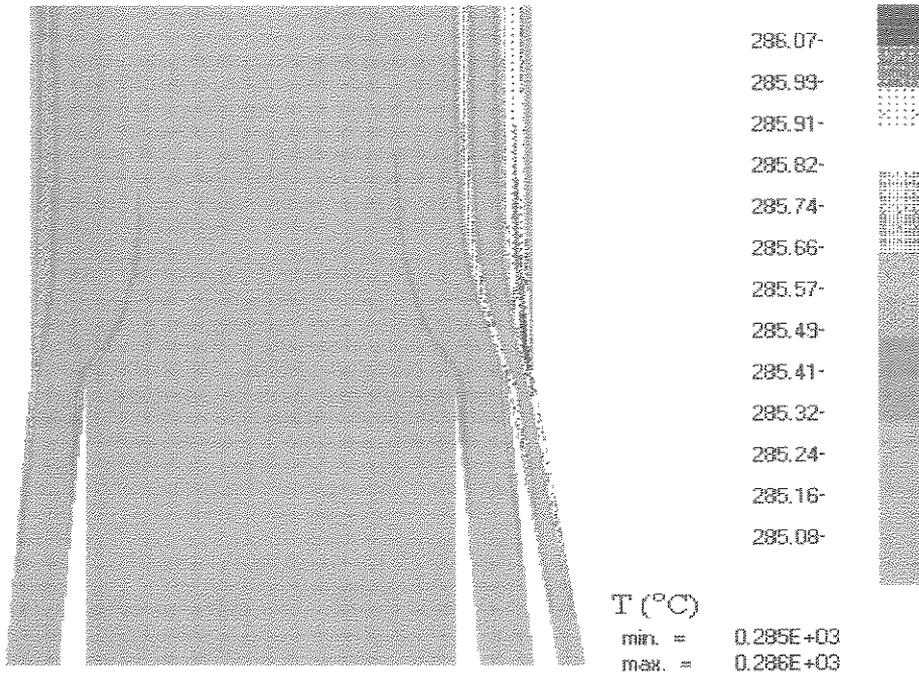
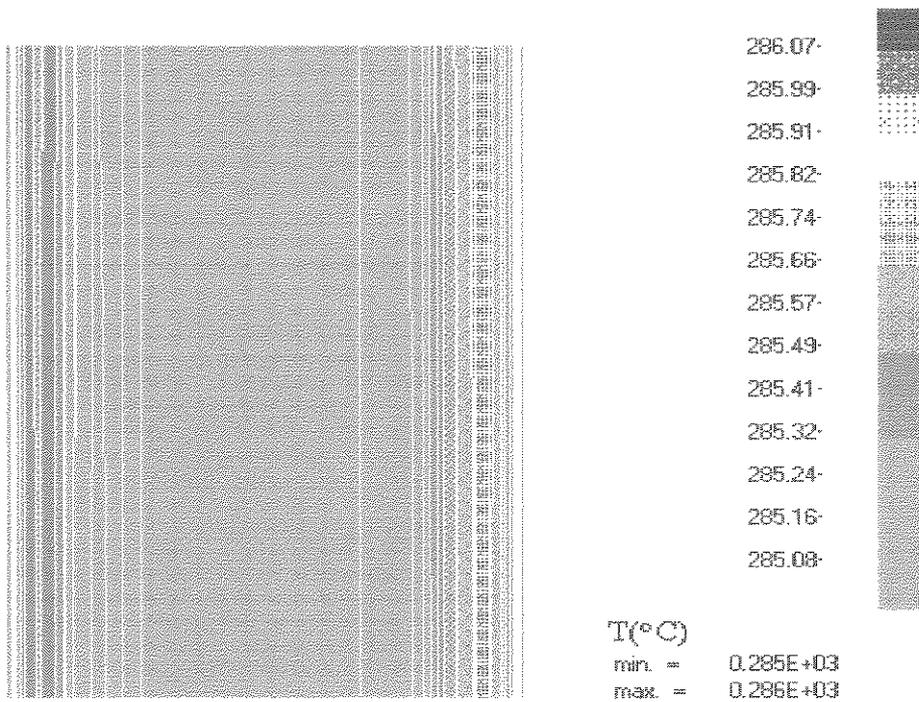


Fig. 5.2.15 Isovelocidades v_y na região de entrada das camadas.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.2.16 Isothermas na região de entrada das camadas.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.2.17 Isothermas na região de saída da caixa de coextrusão.

Caso 3: As 4 camadas entrando a 285°C e paredes adiabáticas.

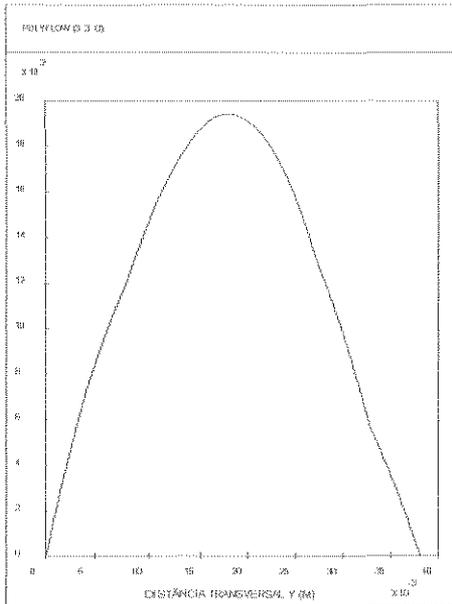


Fig. 5.2.18 Perfil de velocidade v_x saída da caixa de coextrusão.

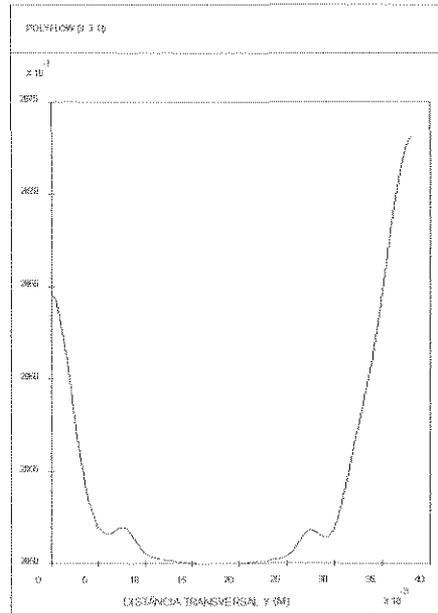
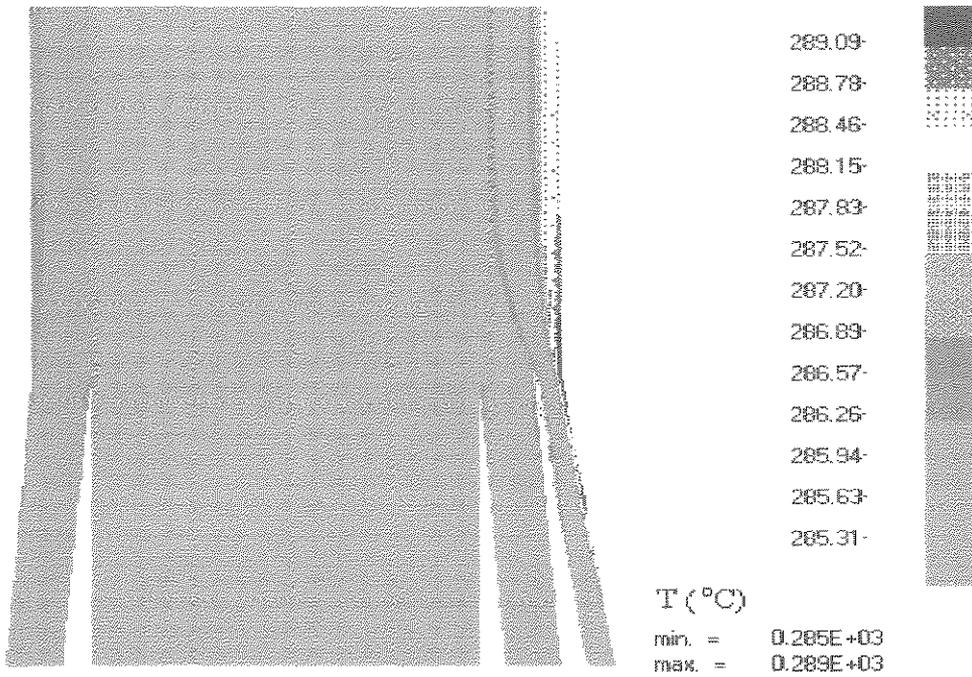
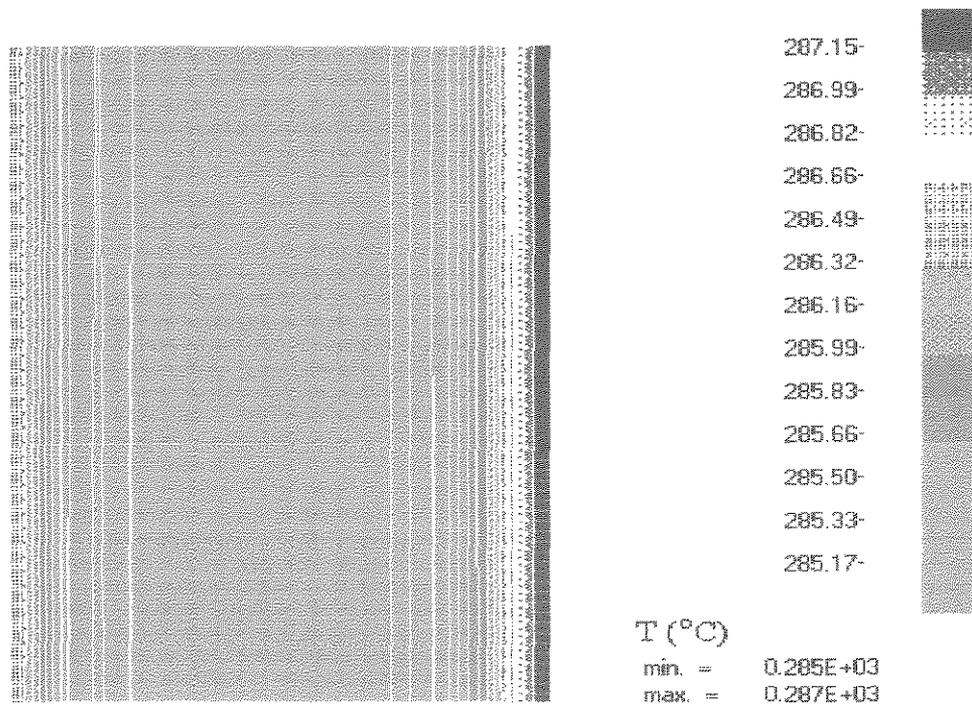


Fig. 5.2.19 Perfil de temperatura na saída da caixa de coextrusão.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.2.20 Isothermas na região de entrada das camadas.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.2.21 Isothermas na região de saída da caixa de coextrusão.

Caso 4: As 4 camadas entrando a 285°C e paredes do canal isotérmicas, porém, parede superior a 280°C e parede inferior a 290°C.

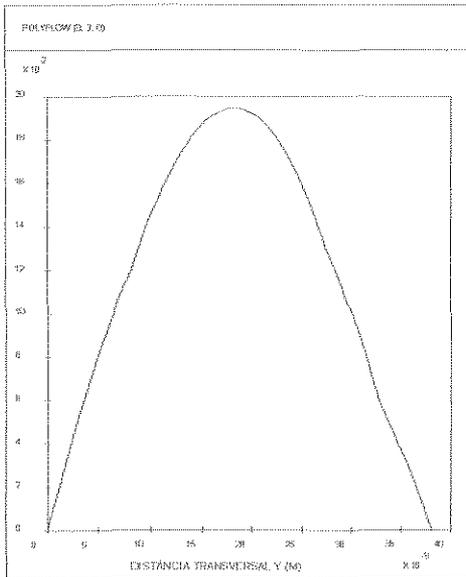


Fig. 5.2.22 Perfil de velocidade v_x saída da caixa de coextrusão.

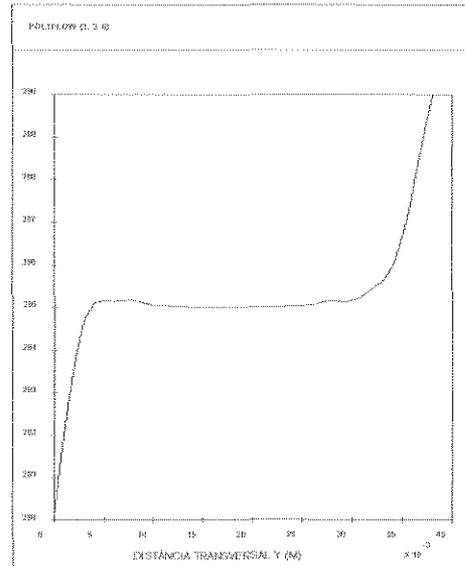
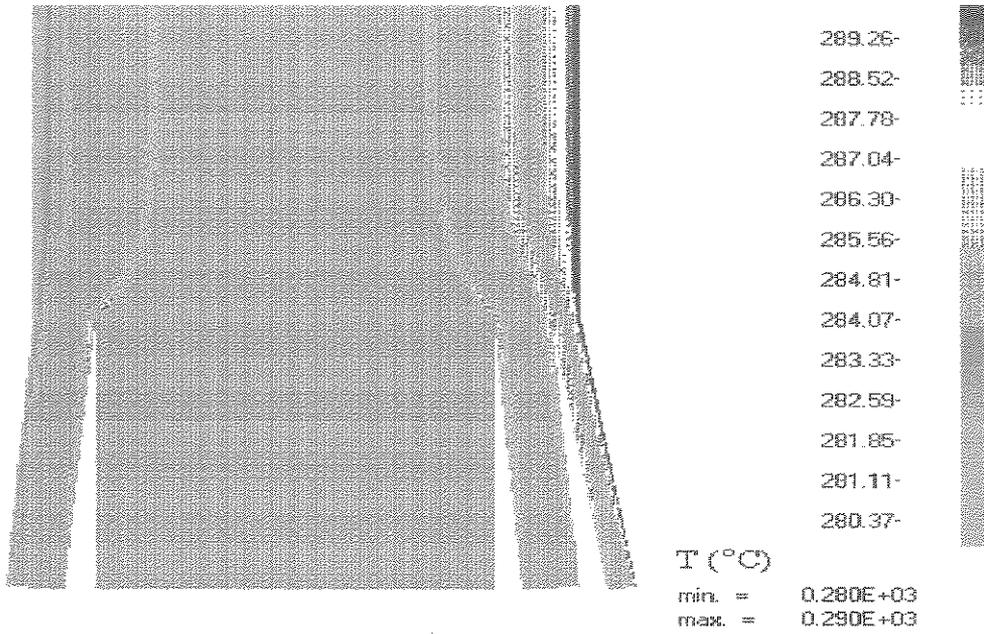
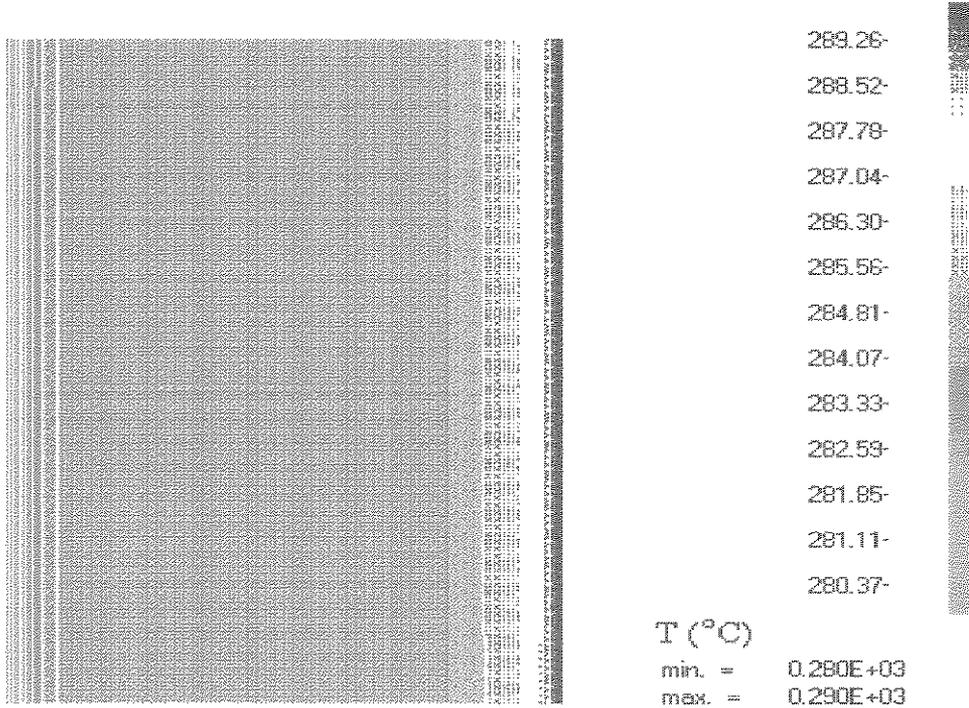


Fig. 5.2.23 Perfil de temperatura na saída da caixa de coextrusão.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.2.24 Isotermas na região de entrada das camadas.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.2.25 Isotermas na região de saída da caixa de coextrusão.

Caso 5: As camadas A₁ e A₂ entrando a 285°C, a camada B entrando a 290°C e a camada C entrando a 280°C e paredes do canal adiabáticas.

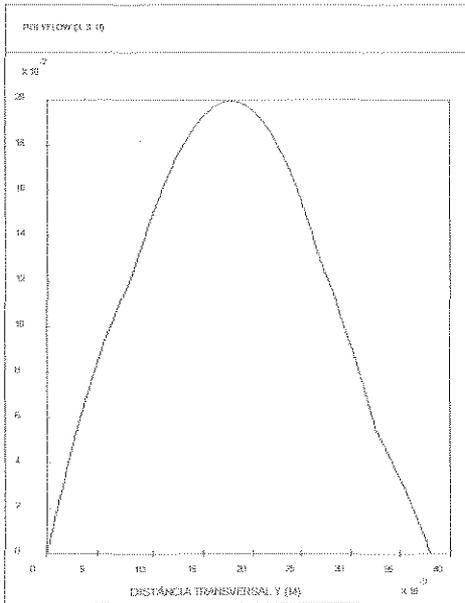


Fig. 5.2.26 Perfil de velocidade v_x saída da caixa de coextrusão.

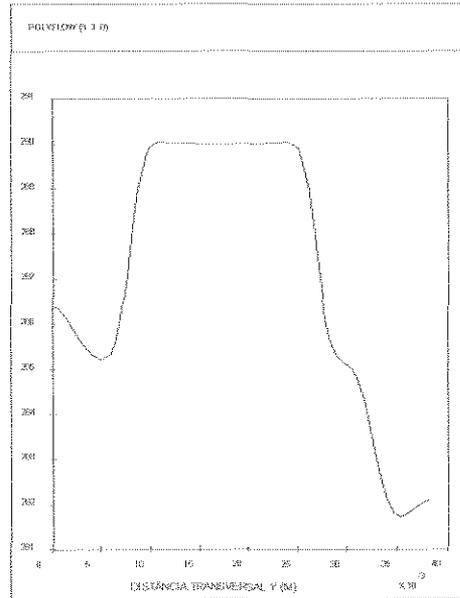
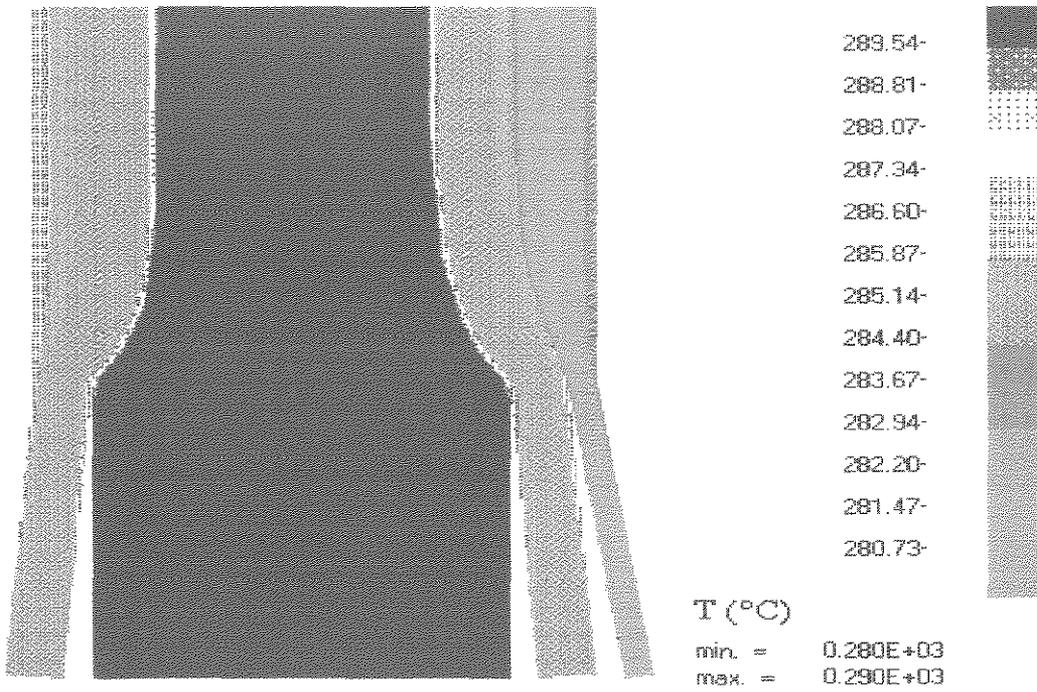
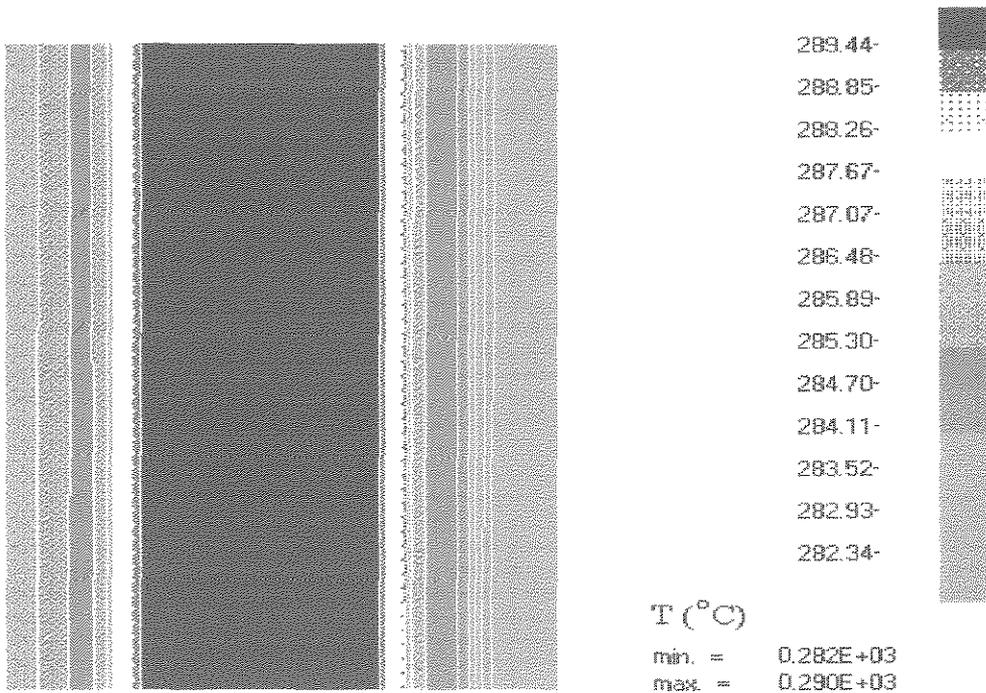


Fig. 5.2.27 Perfil de temperatura na saída da caixa de coextrusão



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.2.28 Isotermas na região de entrada das camadas.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.2.29 Isotermas na região de saída da caixa de coextrusão

Caso 6: As 4 camadas entrando a 285°C, paredes do canal isotérmicas em 285°C e vazão C 100% mais alta.

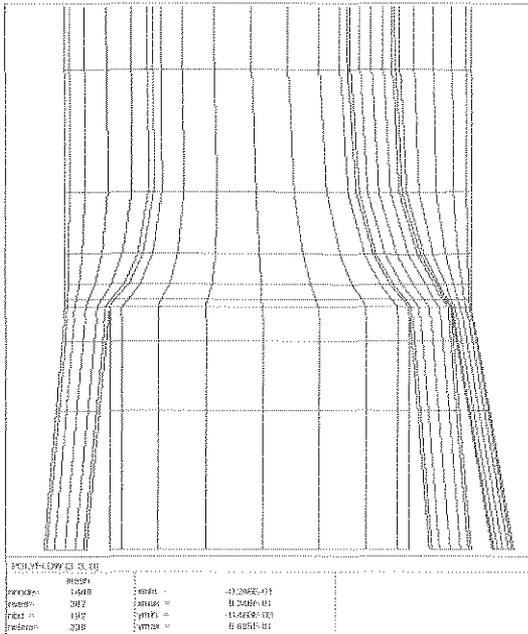


Fig. 5.2.30 Malha de elementos finitos: solução final calculada.

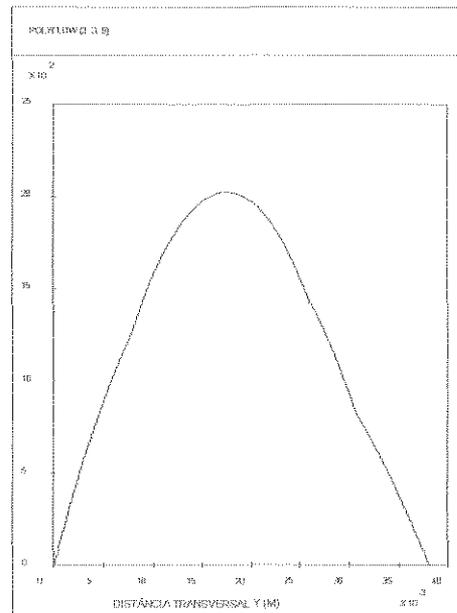


Fig. 5.2.31 Perfil de velocidade v_x na saída da caixa de coextrusão.

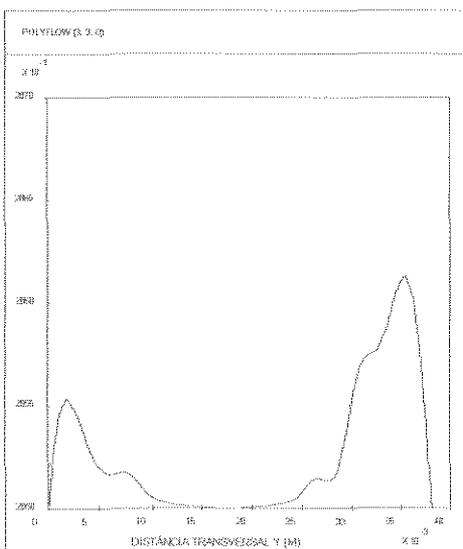
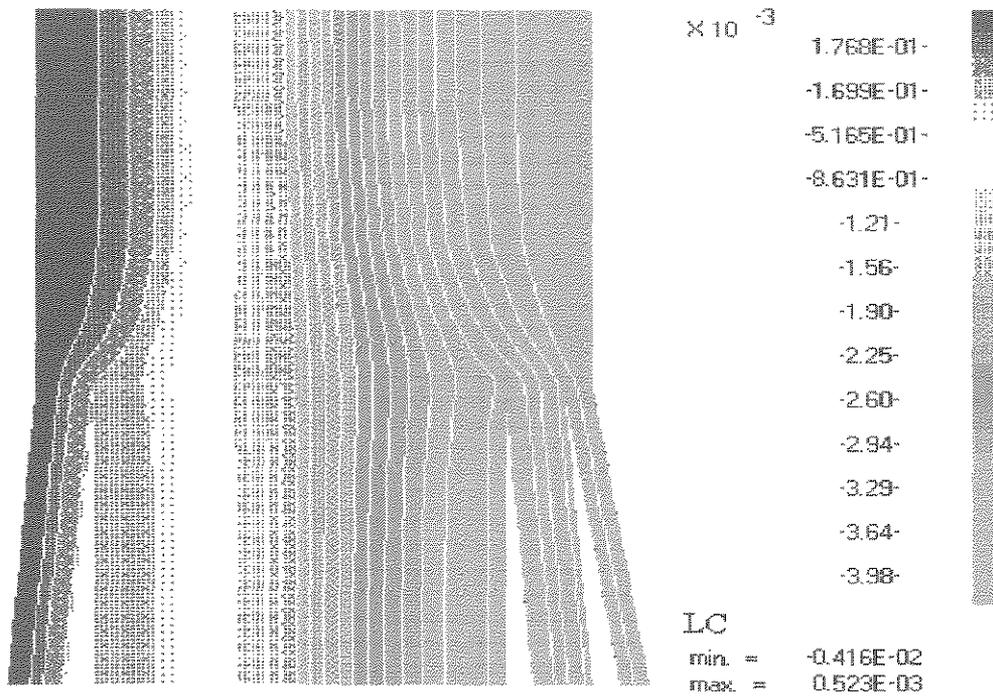
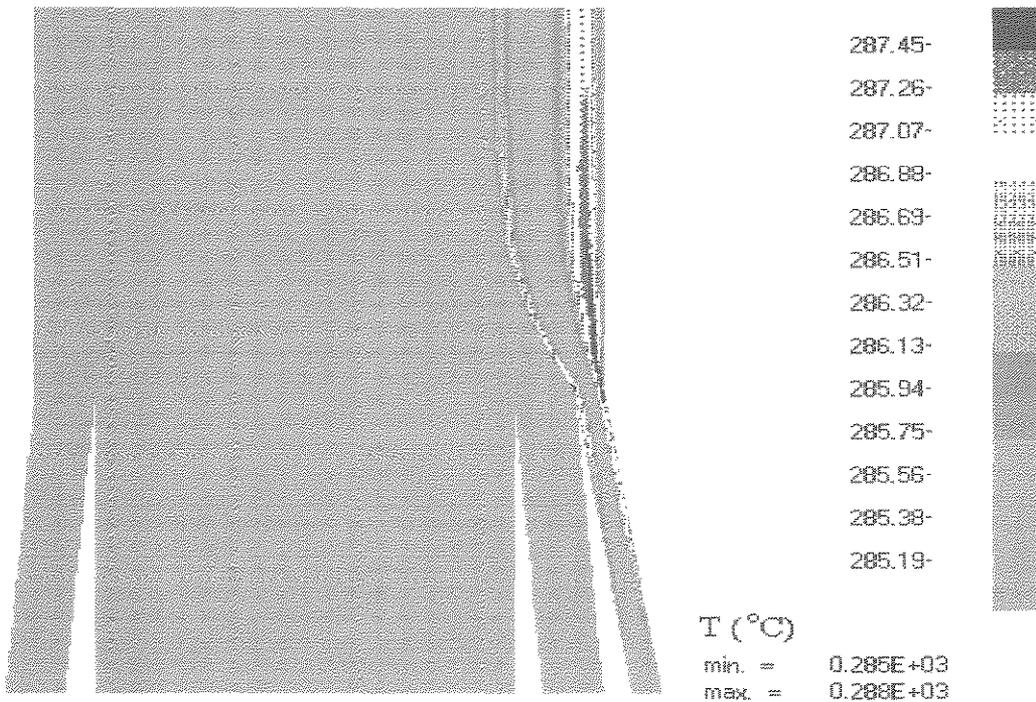


Fig. 5.2.32 Perfil de temperatura na saída da caixa de coextrusão.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.2.33 Linhas de corrente na região de entrada das camadas.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.2.34 Isotermas na região de entrada das camadas.

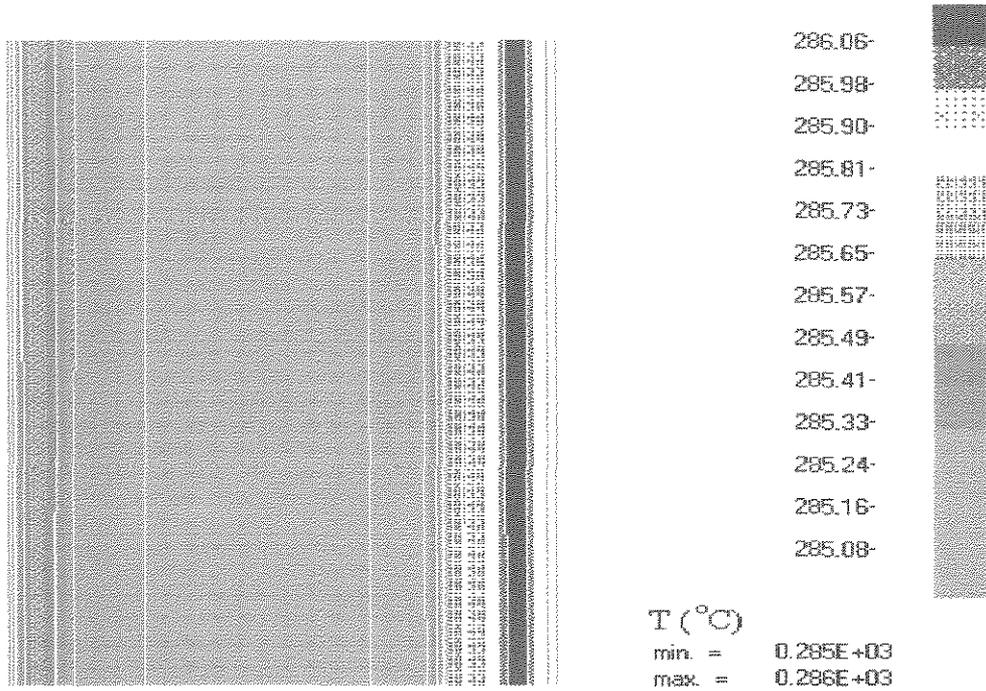


Fig. 5.2.35 Isotermas na região de saída da caixa de coextrusão.

Caso 7: Problema isotérmico e vazão B 30% mais alta.

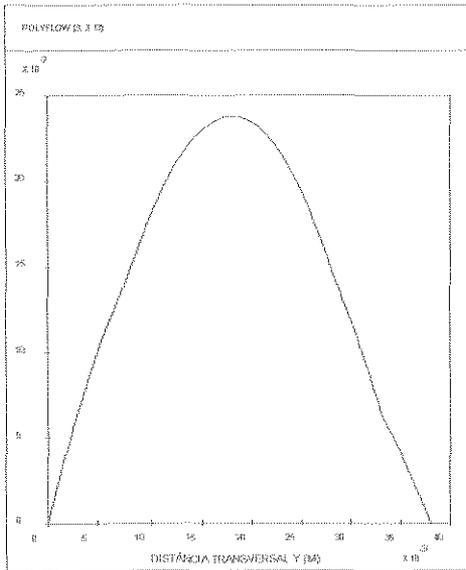


Fig. 5.2.36 Perfil de velocidade v_x na saída da caixa de coextrusão.

Caso 8: Problema isotérmico e viscosidade da camada A = viscosidade do polímero B.

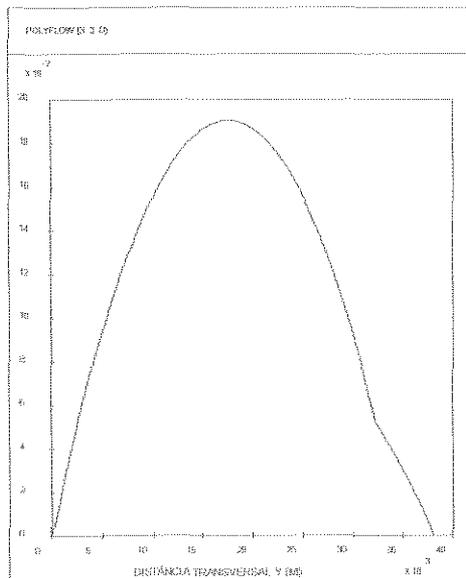


Fig. 5.2.37 Perfil de velocidade v_x na saída da caixa de coextrusão.

Caso 9: Problema isotérmico e viscosidade B 10% mais alta.

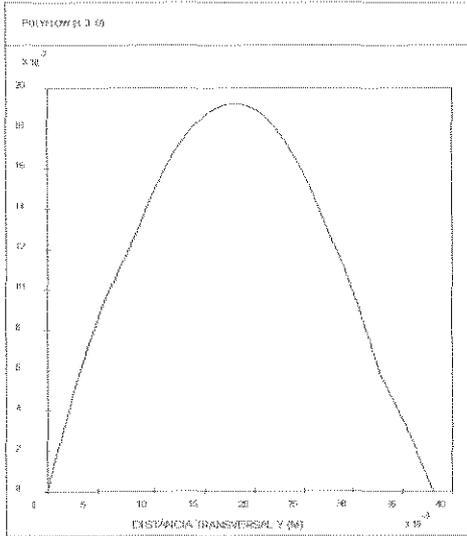


Fig. 5.2.38 Perfil de velocidade v_x na saída da caixa de coextrusão

Caso 10: As 4 camadas A e B entrando a 285°C, a camada C entrando a 275°C e paredes do canal isotérmicas em 285°C.

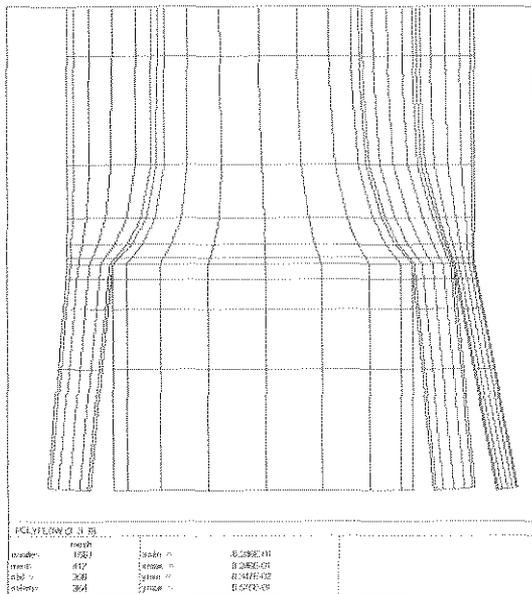


Fig. 5.2.39 Malha de elementos finitos: solução final calculada.

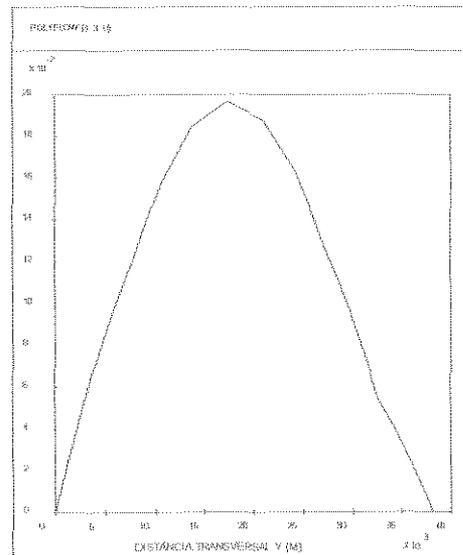


Fig. 5.2.40 Perfil de velocidade v_x na saída da caixa de coextrusão.

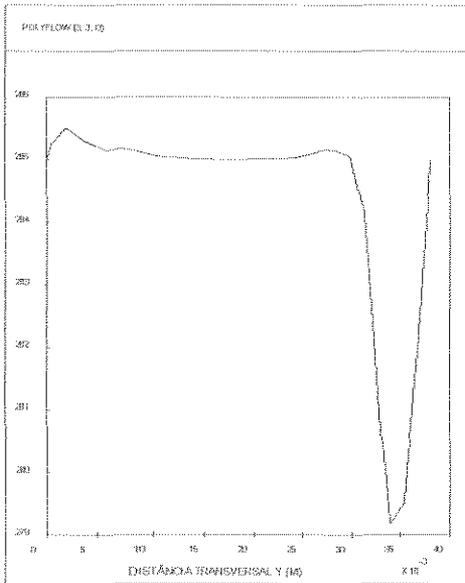
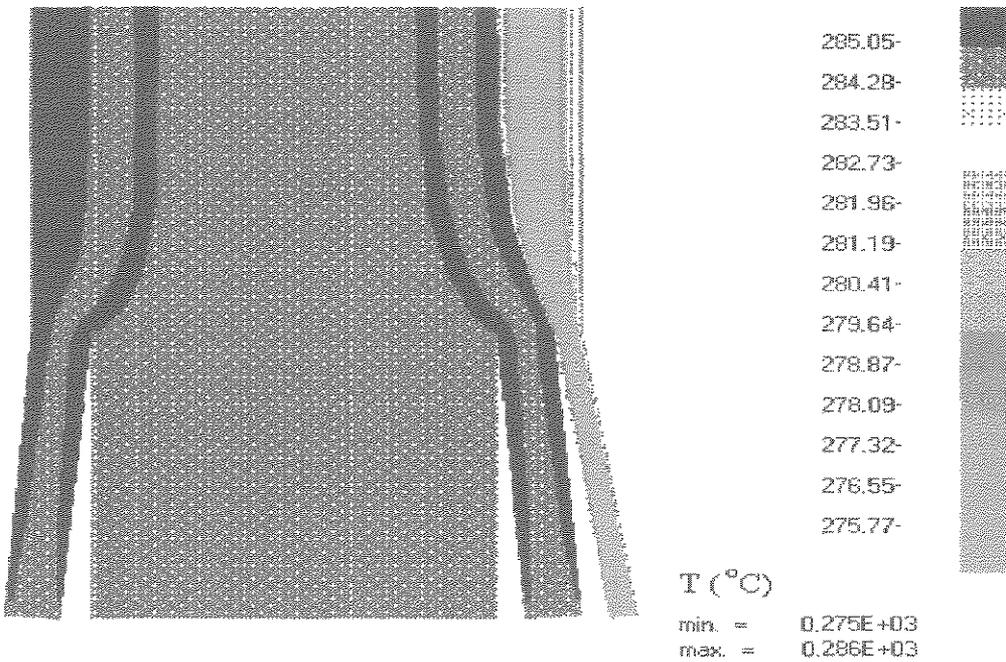
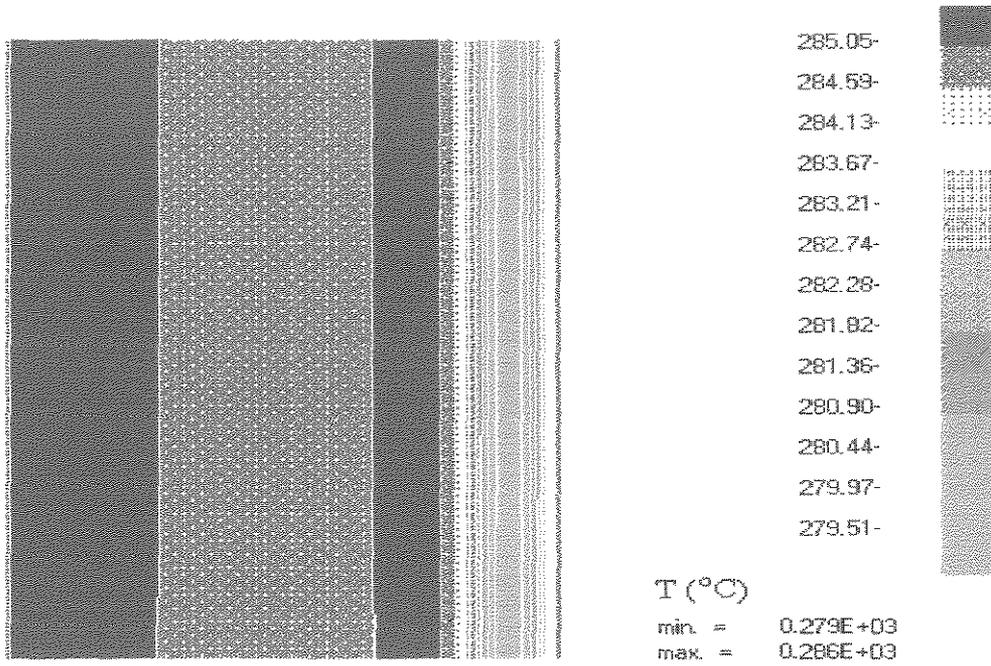


Fig. 5.2.41 Perfil de temperatura na saída da caixa de coextrusão.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.2.42 Isotermas na região de entrada das camadas.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.2.43 Isotermas na região de saída da caixa de coextrusão.

Tabela 5.2.1: Quadro-resumo das perdas de carga calculadas das linhas A, B e C.

Caso nº	Δp_C (bar)	Δp_{A_2} (bar)	Δp_B (bar)	Δp_{A_1} (bar)
1	19,0	5,8	1,67	5,8
2	18,7	5,7	1,66	5,8
3	18,1	5,7	1,64	5,8
4	17,9	5,7	1,62	5,7
5	20,0	5,6	1,63	5,7
6	30,7	5,8	1,80	5,9
7	19,2	6,0	2,00	6,1
8	18,7	4,3	1,39	4,3
9	19,0	5,8	1,70	5,9
10	21,0	5,7	1,69	5,7

Tabela 5.2.2: Quadro-resumo das perdas de carga corrigidas das linhas A, B e C.

Caso nº	Δp_C (bar)	Δp_{A_2} (bar)	Δp_B (bar)	Δp_{A_1} (bar)
1	8,6	8,2	1,67	8,3
2	8,5	8,2	1,66	8,3
3	8,2	8,1	1,64	8,2
4	8,1	8,1	1,62	8,1
5	8,9	7,9	1,63	8,0
6	13,3	8,2	1,80	8,4
7	8,9	8,5	2,00	8,6
8	8,3	6,1	1,39	6,1
9	8,6	8,2	1,7	8,3
10	9,4	8,0	1,69	8,1

Tabela 5.2.3: Quadro-resumo das espessuras e tempos médios de residência das camadas (em relação a camada B).

Caso n ^o	Parâmetros	Camada			
		C	A ₂	B	A ₁
1	e (mm)	5,4	5,5	19,3	7,9
	$\bar{\tau}/\tau_B$	6,4	1,8	1,0	2,6
2	e (mm)	5,4	5,5	19,3	7,9
	$\bar{\tau}/\tau_B$	6,4	1,8	1,0	2,6
3	e (mm)	5,4	5,4	19,4	7,9
	$\bar{\tau}/\tau_B$	6,4	1,7	1,0	2,6
4	e (mm)	5,3	5,5	19,3	8,0
	$\bar{\tau}/\tau_B$	6,3	1,8	1,0	2,6
5	e (mm)	5,6	5,6	19,0	7,9
	$\bar{\tau}/\tau_B$	6,7	1,9	1,0	2,6
6	e (mm)	5,7	5,5	19,1	7,8
	$\bar{\tau}/\tau_B$	6,8	1,8	1,0	2,6
7	e (mm)	5,0	4,9	21,0	7,2
	$\bar{\tau}/\tau_B$	7,1	1,9	1,0	2,8
8	e (mm)	5,9	5,4	19,4	7,4
	$\bar{\tau}/\tau_B$	7,0	1,7	1,0	2,4
9	e (mm)	5,4	5,4	19,4	7,9
	$\bar{\tau}/\tau_B$	6,4	1,7	1,0	2,6
10	e (mm)	7,3	4,6	18,5	7,7
	$\bar{\tau}/\tau_B$	9,0	1,6	1,0	2,6

Observação: Nos casos simulados a proporção das vazões das camadas em relação ao total é $A_1 = A_2 = 11,7\%$, $B = 73,4\%$ e $C = 3,2\%$, à exceção dos casos 6 e 7, nos quais temos:

caso 6: $A_1 = A_2 = 11,35\%$, $B = 71,1\%$ e $C = 6,2\%$;

caso 7: $A_1 = A_2 = 9,6\%$, $B = 78,2\%$ e $C = 2,6\%$.

Caso 1: Fieira com abertura dos lábios constante e igual a 1,5 mm, polímero B escoando através dela e modelo reológico de Bird-Carreau + efeitos inerciais e gravitacionais.

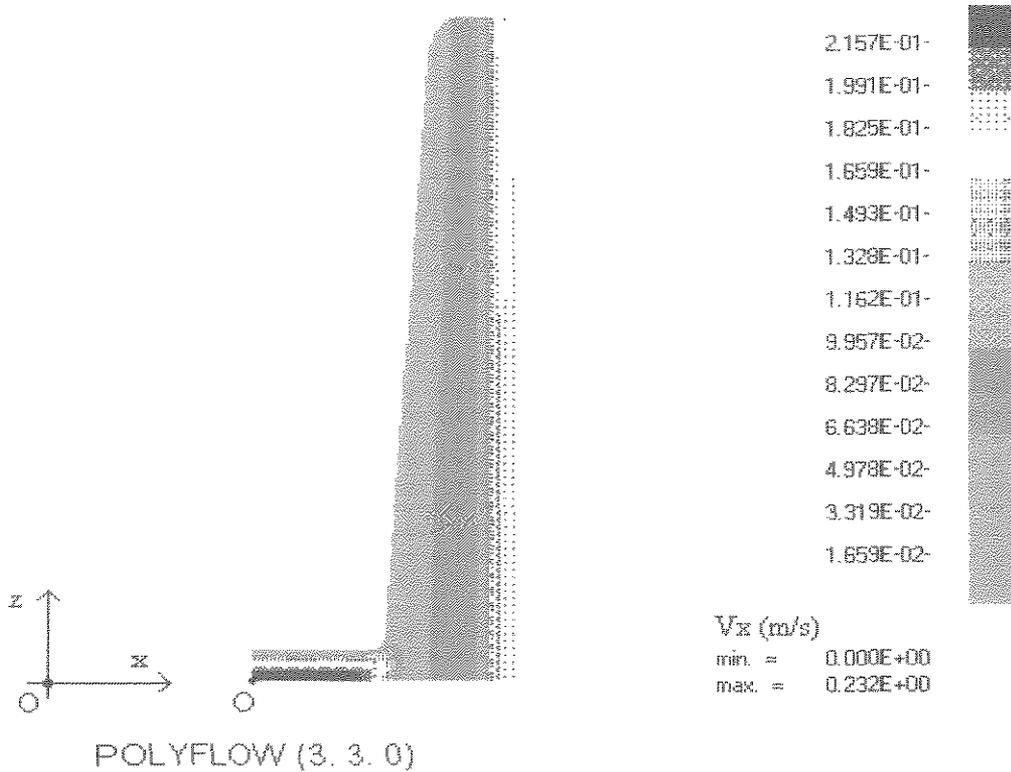


Fig. 5.3.1 Isovelocidades v_x no plano xz em $y = 0,75$ mm, i.e., o plano xz passando na altura média da fenda (abertura da fenda = 1,5 mm).

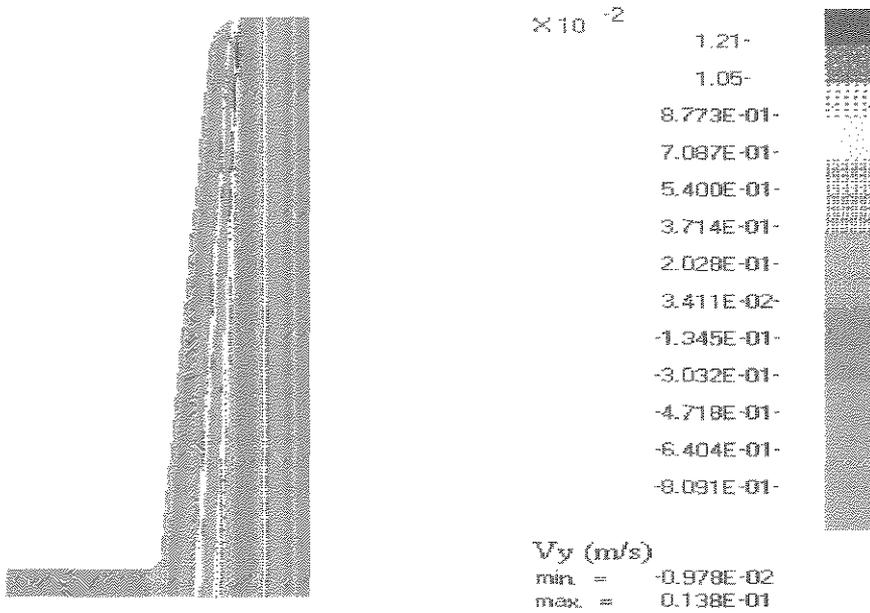


Fig. 5.3.2 Isovelocidades v_y no plano xz em $y = 0,75$ mm, i.e., o plano xz passando na altura média da fenda (abertura da fenda = 1,5 mm).

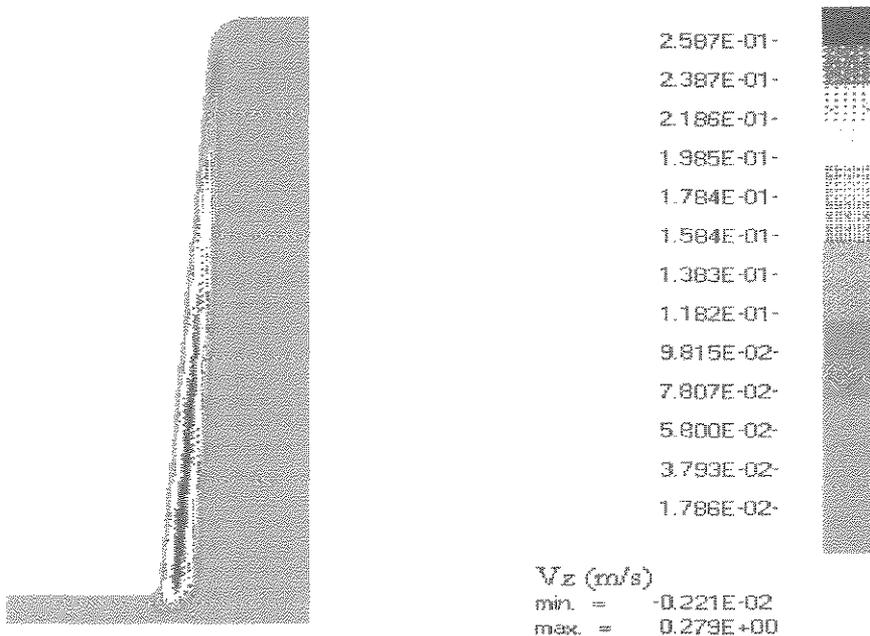
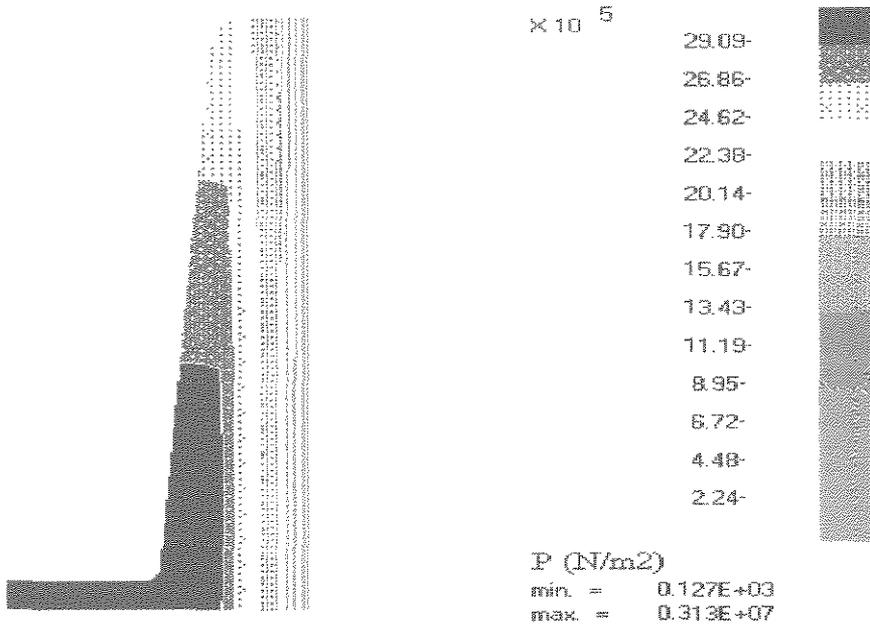
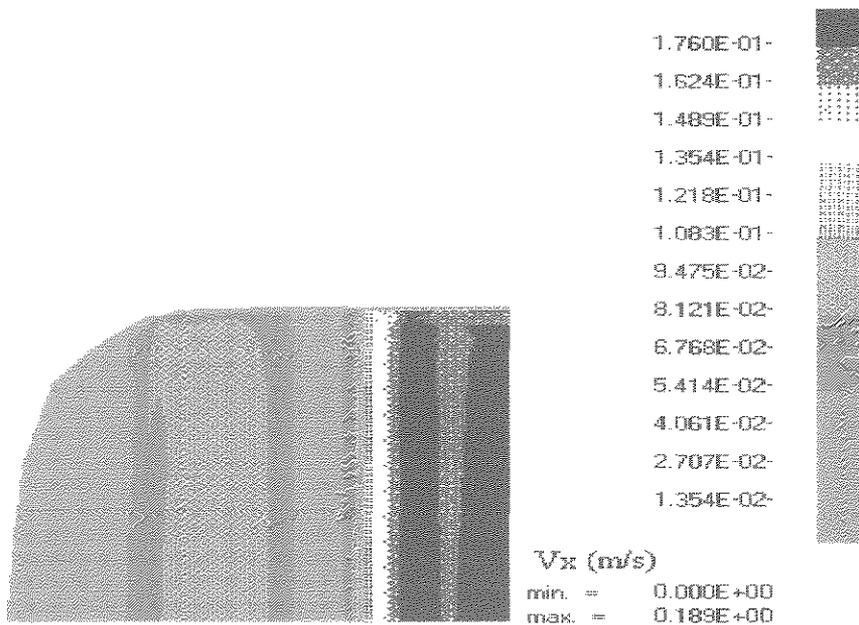


Fig. 5.3.3 Isovelocidades v_z no plano xz em $y = 0,75$ mm, i.e., o plano xz passando na altura média da fenda (abertura da fenda = 1,5 mm).



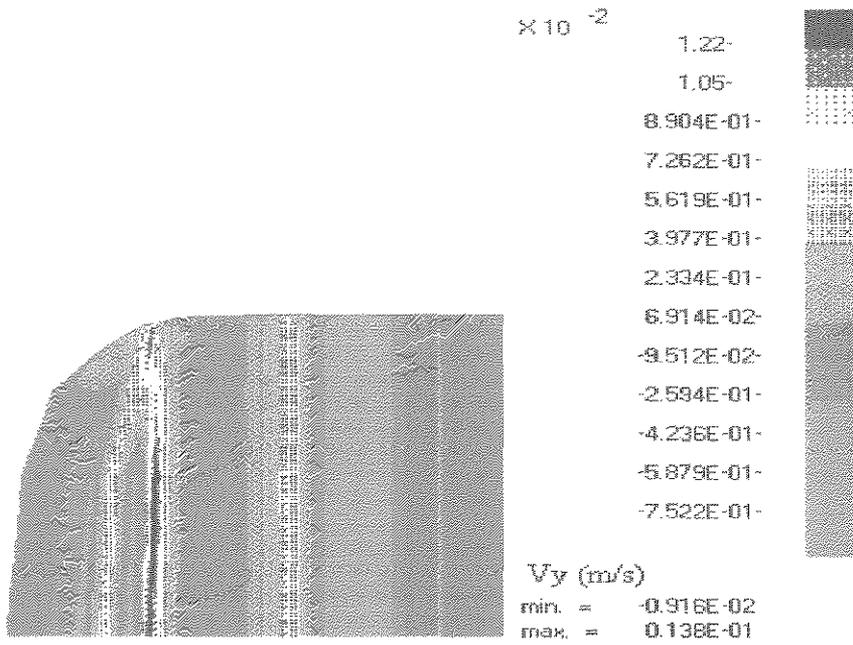
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.3.4 Isobáricas no plano xz em $y = 0,75$ mm, i.e., o plano xz passando na altura média da fenda (abertura da fenda = 1,5 mm).



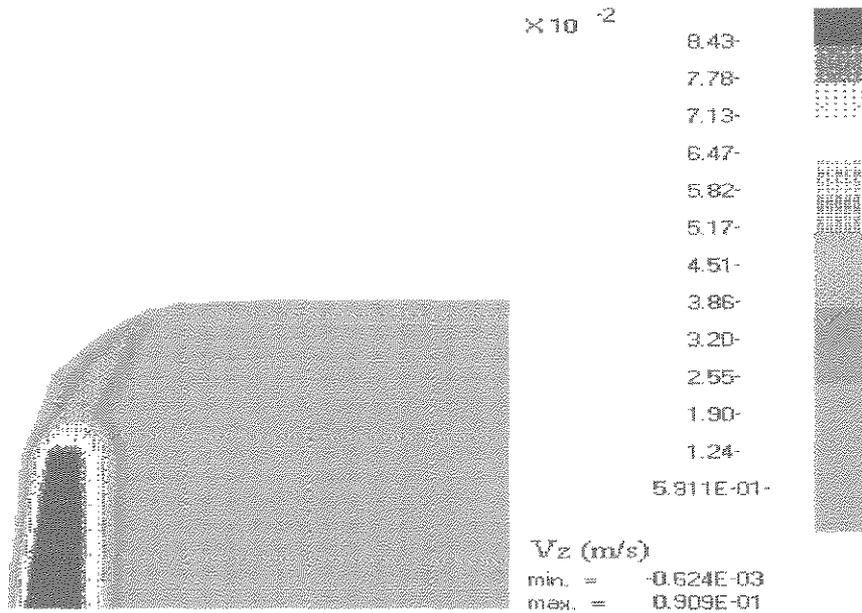
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.3.5 Isovelocidades v_x no plano xz em $y = 0,75$ mm. Detalhe do escoamento nas bordas da fenda.



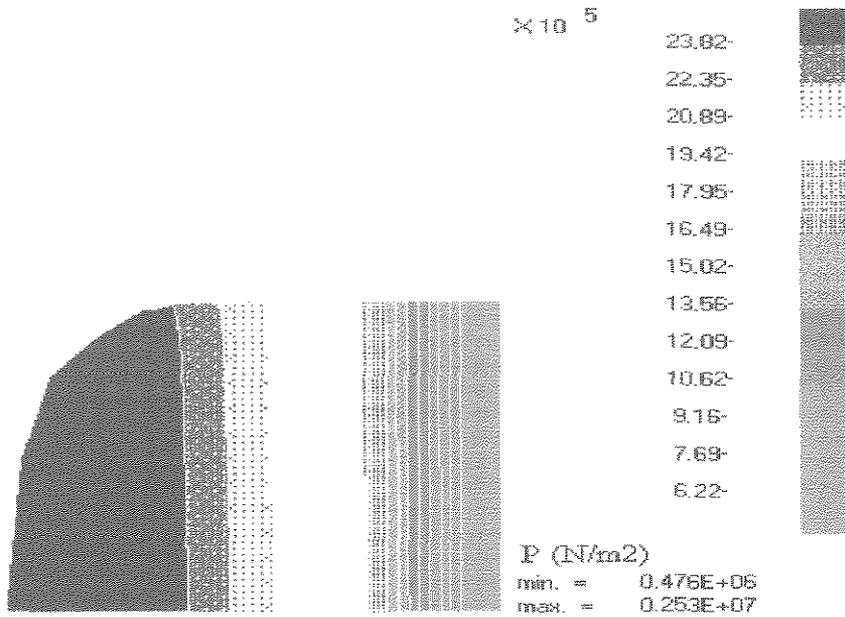
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.3.6 Isovelocidades v_y no plano xz em $y = 0,75$ mm. Detalhe do escoamento nas bordas da fieira.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.3.7 Isovelocidades v_z no plano xz em $y = 0,75$ mm. Detalhe do escoamento nas bordas da fieira.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.3.8 Isobáricas no plano xz em $y = 0,75$ mm. Detalhe do escoamento nas bordas da feira.

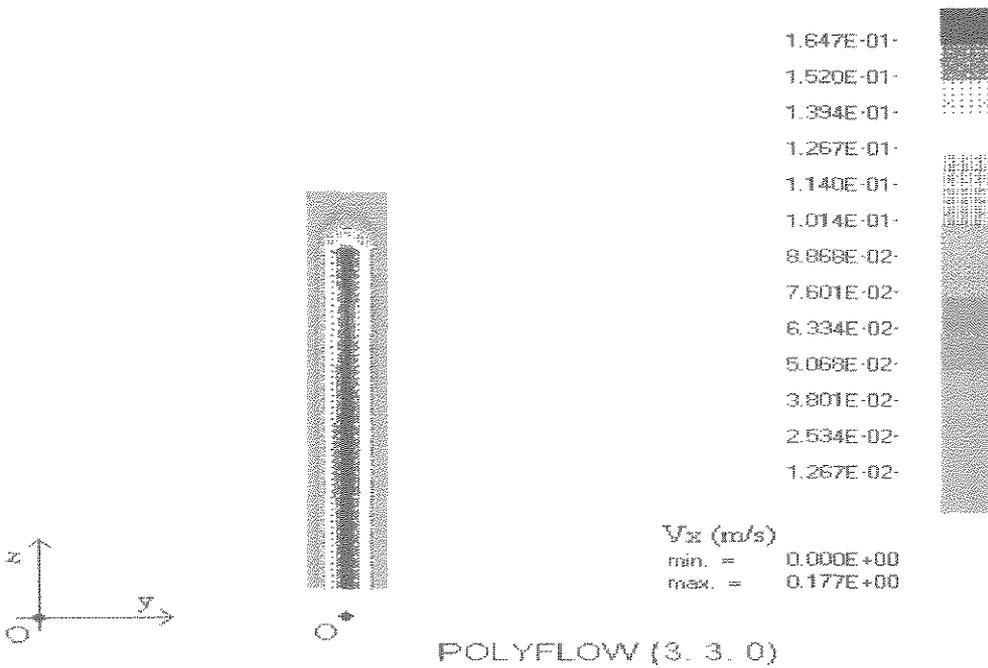
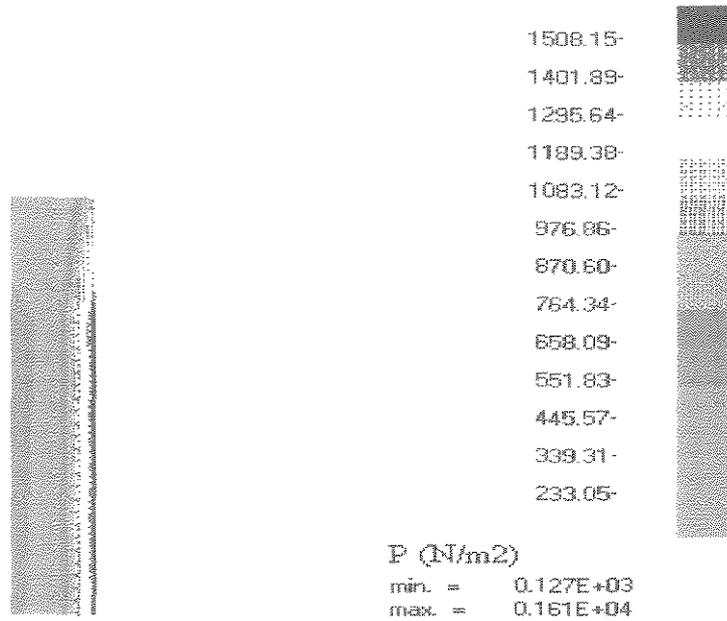
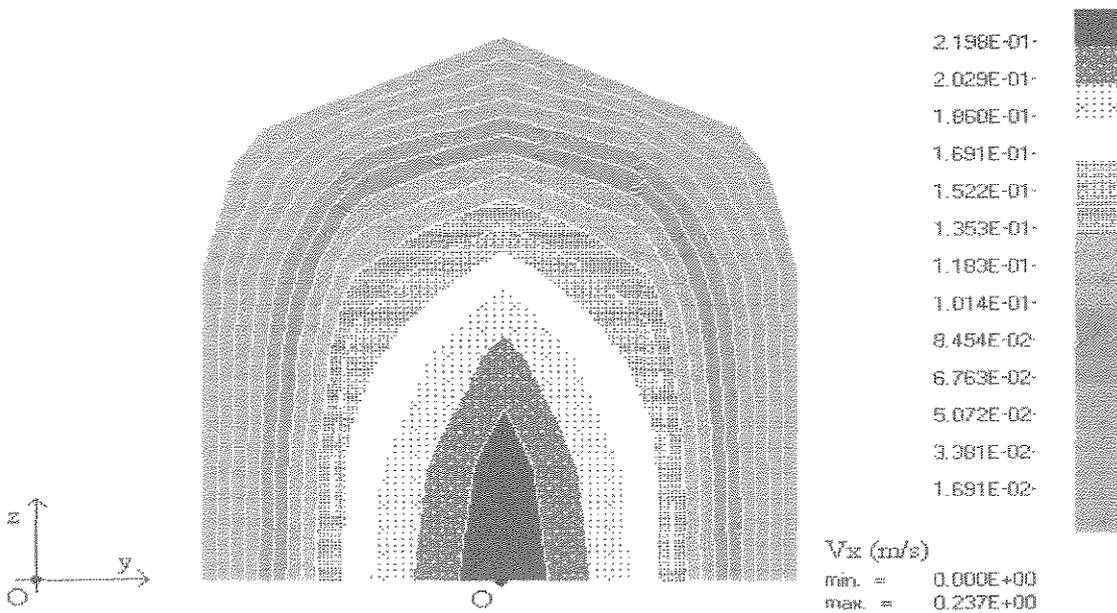


Fig. 5.3.9 Isovelocidades v_x no plano yz em $x = 330$ mm, i.e., o plano yz cortando os lábios na saída da feira. Detalhe do escoamento nas bordas da feira.



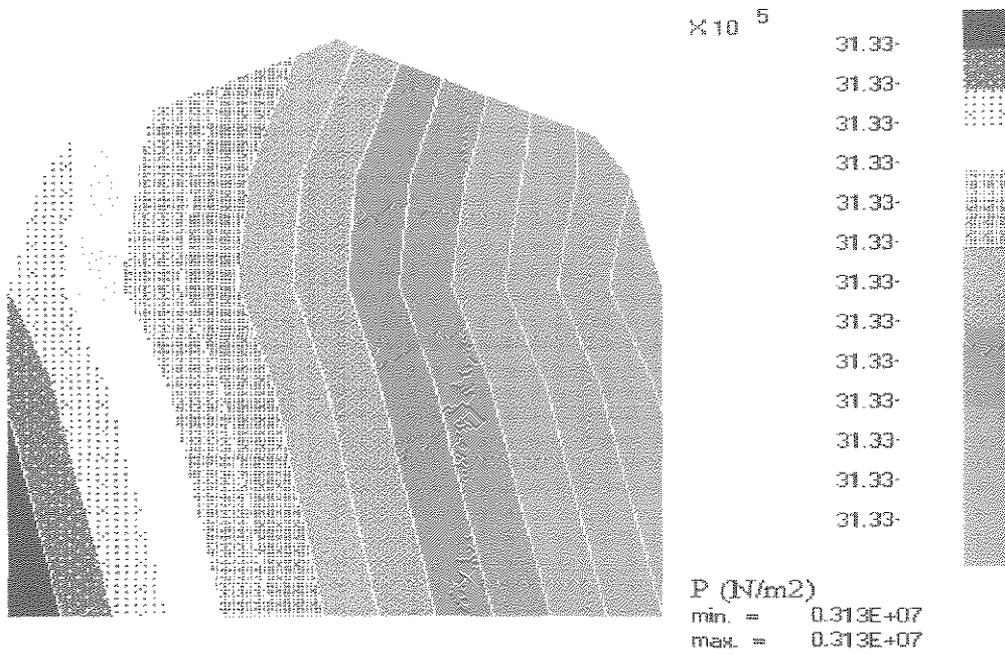
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.3.10 Isobáricas no plano yz em $x = 330$ mm, i.e., o plano yz cortando os lábios na saída da fieira. Detalhe do escoamento nas bordas da fieira.



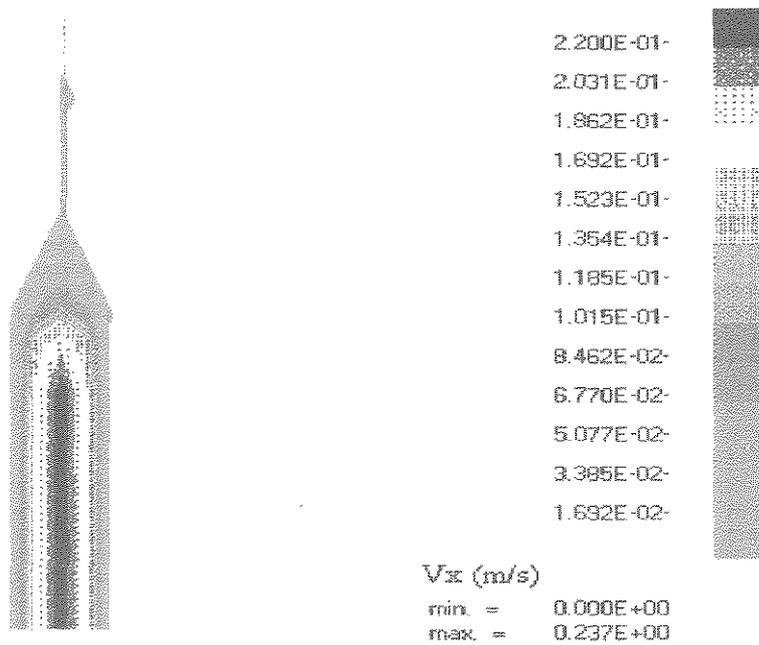
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.3.11 Isovelocidades v_x no plano yz em $x = 0$, i.e., o plano yz cortando o canal de entrada da fieira.



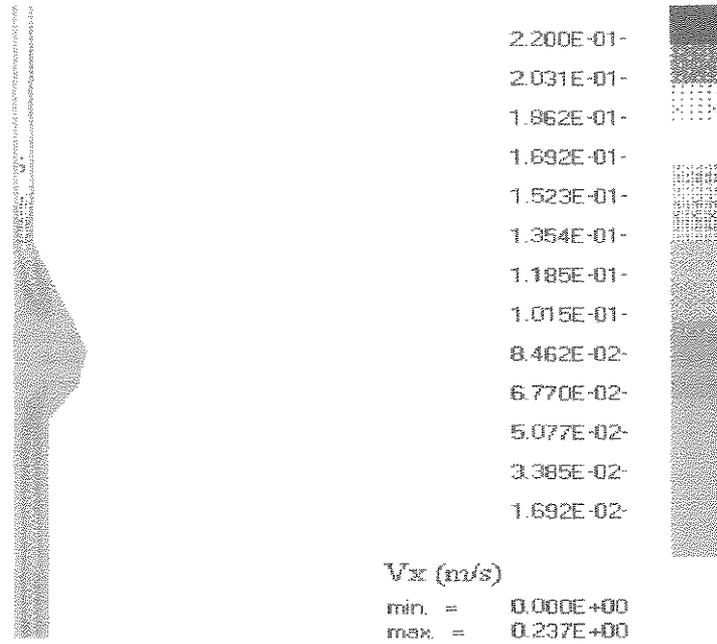
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.3.12 Isobáricas no plano yz em $x = 0$, i.e., o plano yz cortando o canal de entrada da fieira.



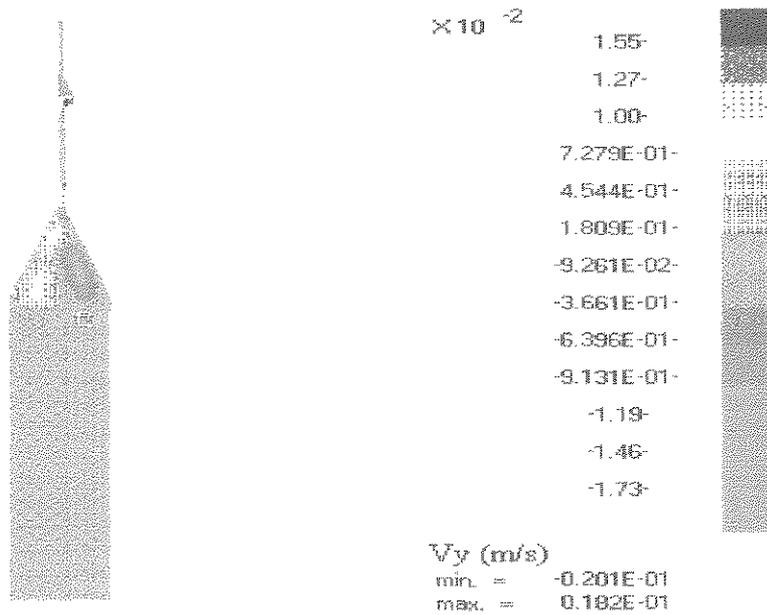
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.3.13 Isovelocidades v_x no plano xy em $z = 0$, i.e., o plano de simetria xy.



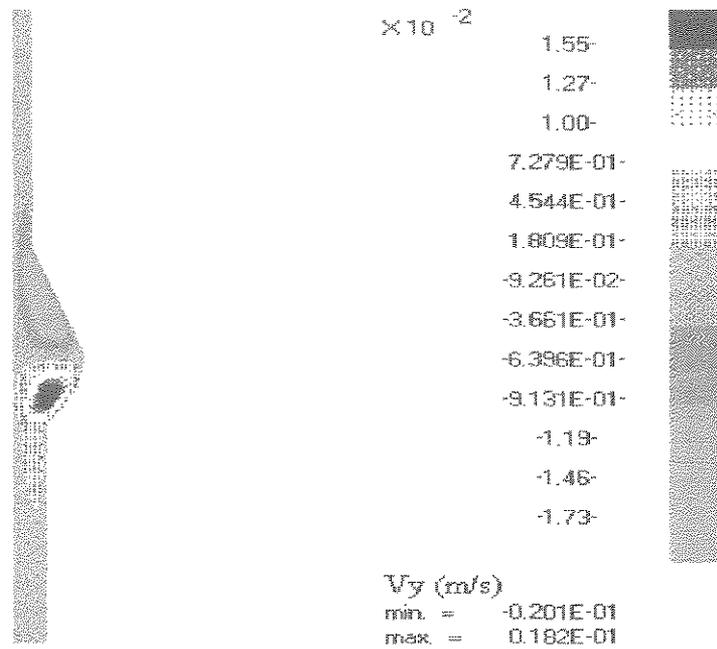
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.3.14 Isovelocidades v_x no plano xy em $z = 0$. Detalhe do escoamento na fenda.



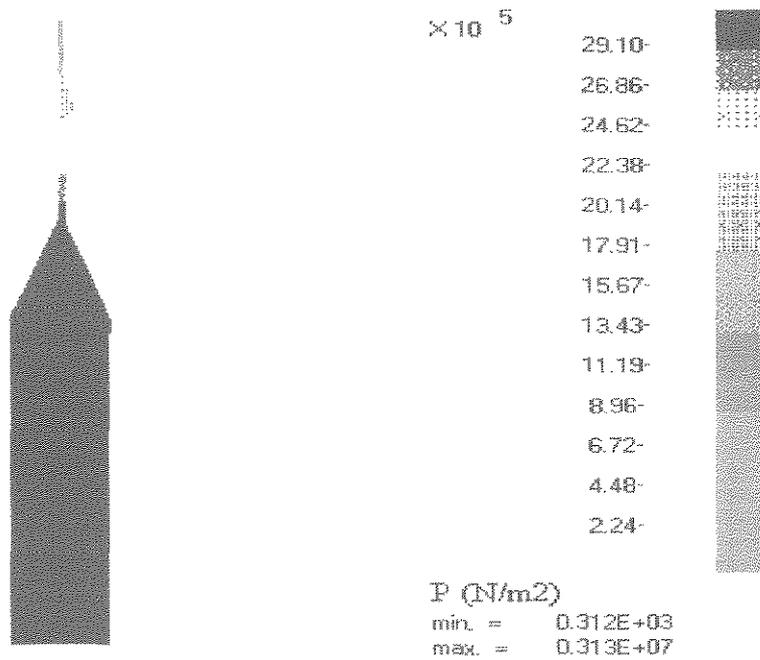
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.3.15 Isovelocidades v_y no plano xy em $z = 0$, i.e., o plano de simetria xy.



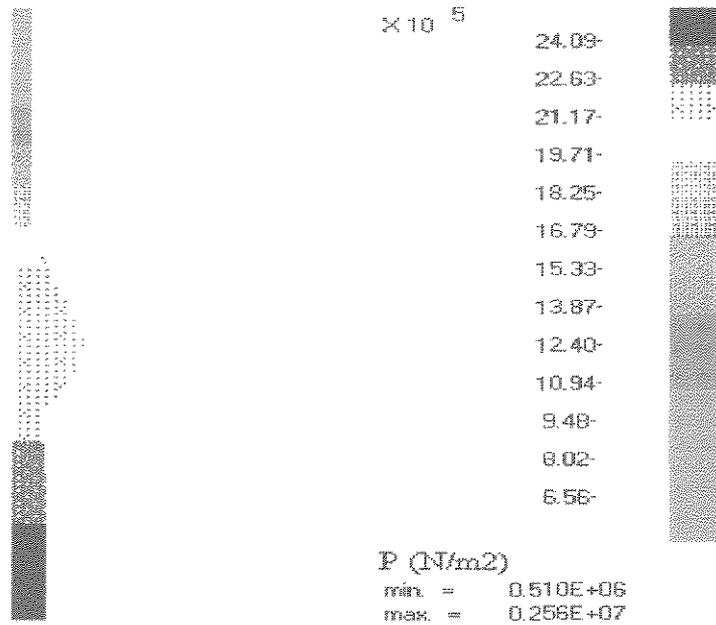
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.3.16 Isovelocidades v_y no plano xy em $z = 0$. Detalhe do escoamento na fenda.



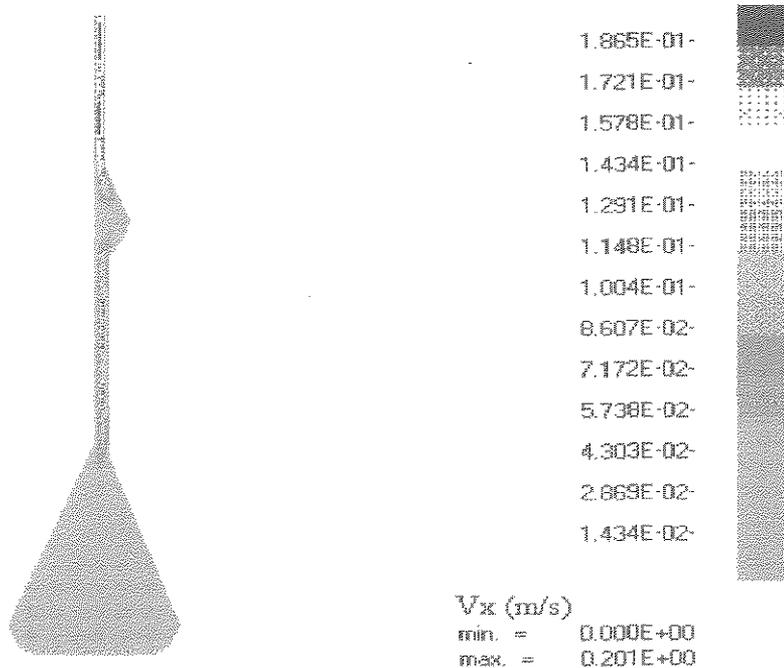
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.3.17 Isobáricas no plano xy em $z = 0$, i.e., o plano de simetria xy .



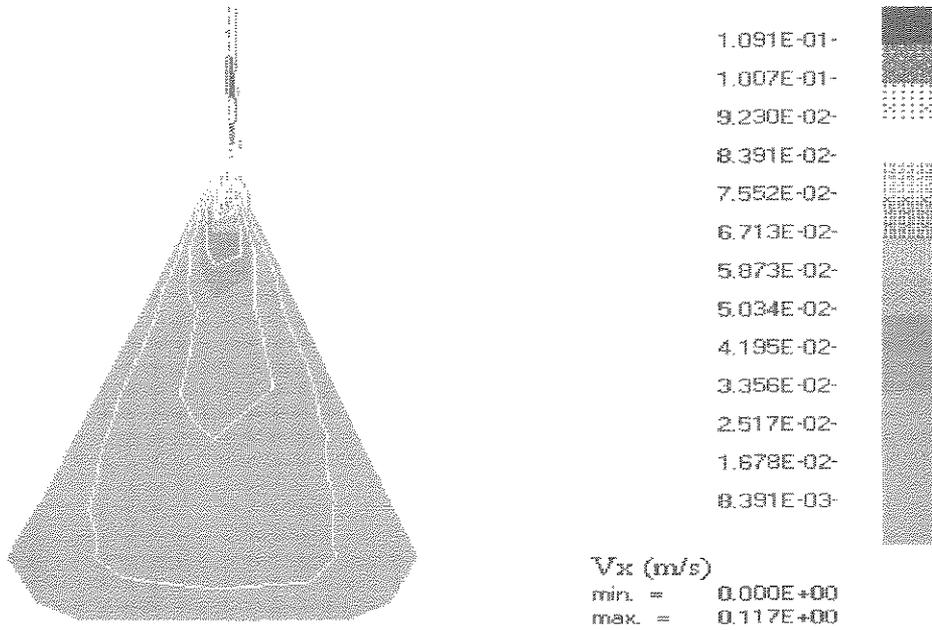
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.3.18 Isobáricas no plano xy em $z = 0$. Detalhe do escoamento na fenda.



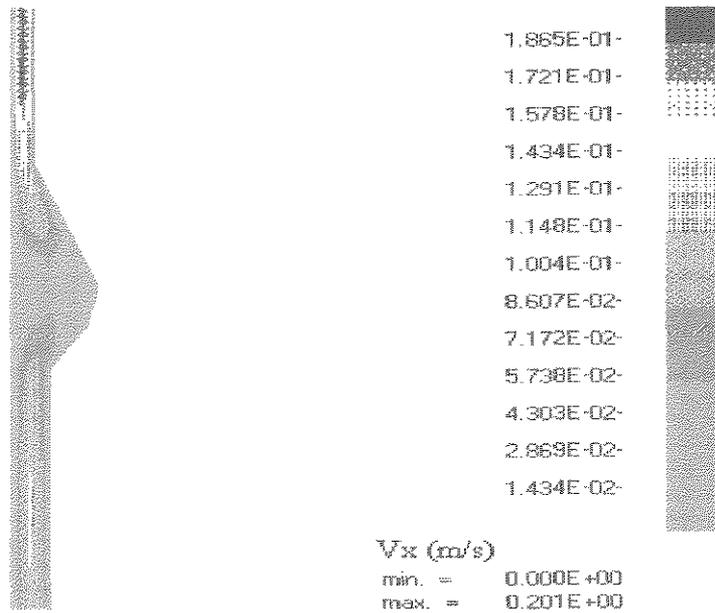
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig 5.3.19 Isovelocidades v_x no plano xy em $z = 475$ mm, i.e., o plano xy cortando pela metade o corpo do cabide.



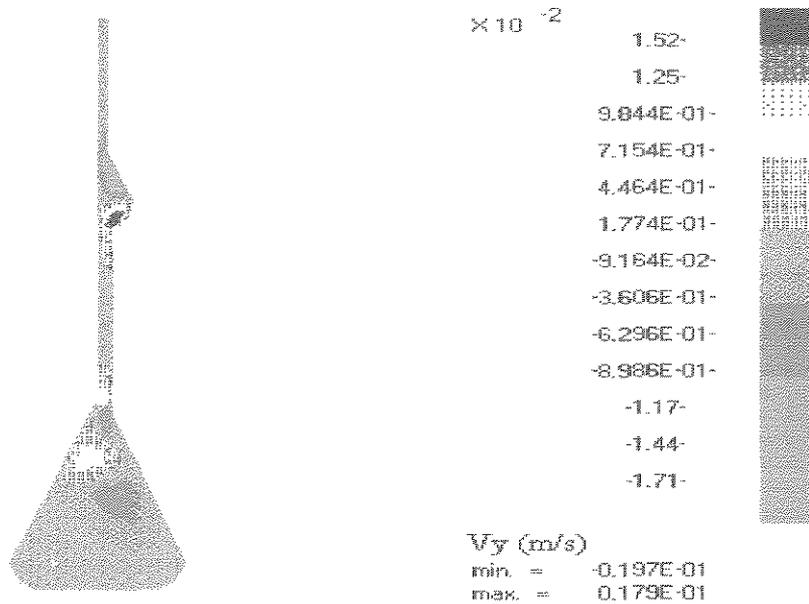
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig 5.3.20 Isovelocidades v_x no plano xy em $z = 475$ mm. Detalhe do escoamento no cabide.



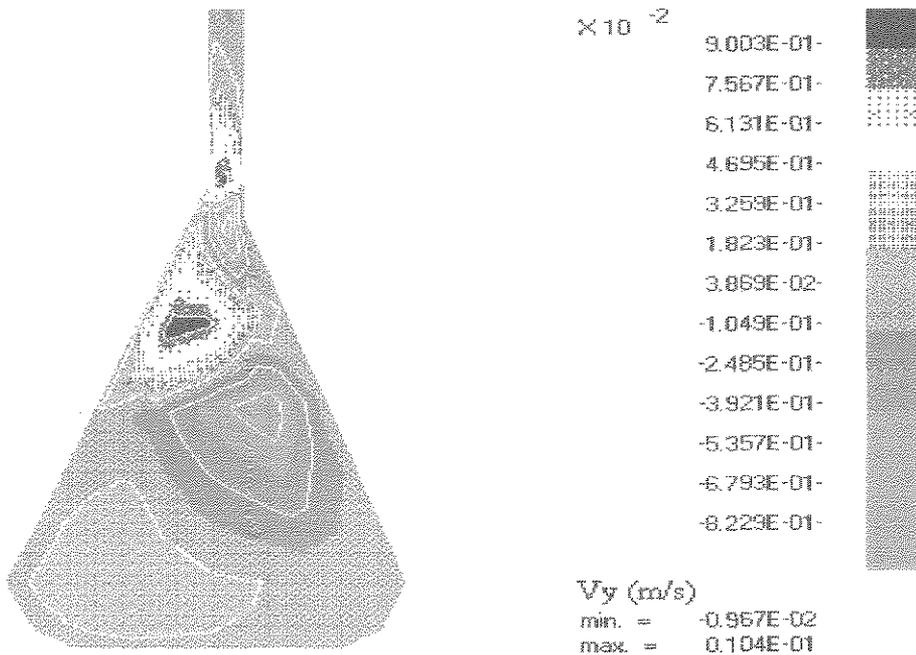
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig 5.3.21 Isovelocidades v_x no plano xy em $z = 475$ mm. Detalhe do escoamento na fenda.



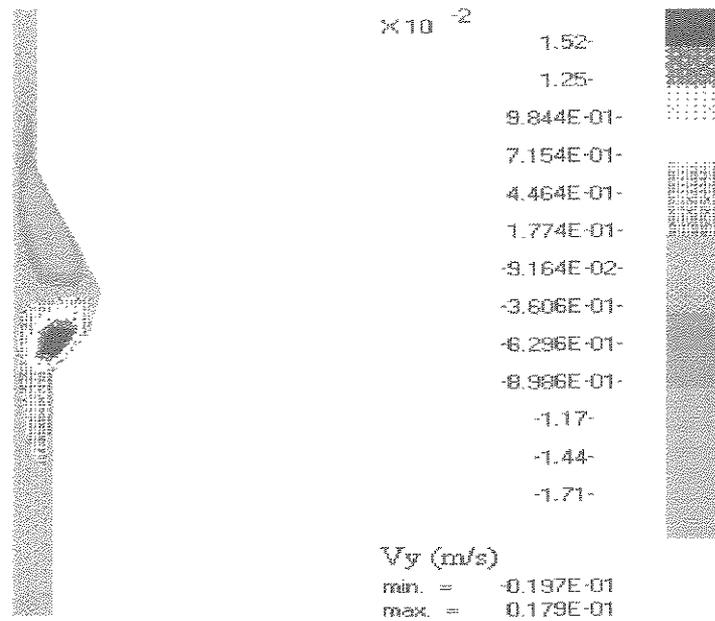
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig 5.3.22 Isovelocidades v_y no plano xy em $z = 475$ mm, i.e., o plano xy cortando pela metade o corpo do cabide.



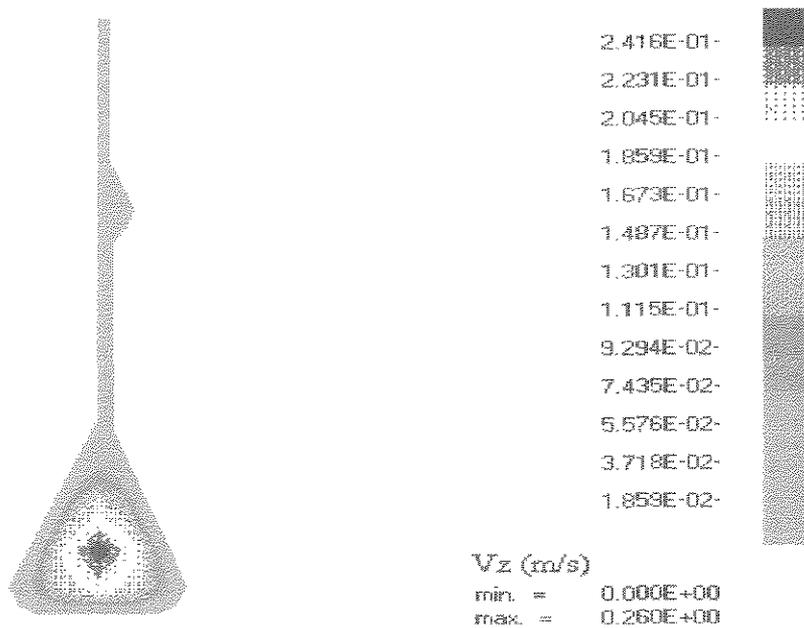
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig 5.3.23 Isovelocidades v_y no plano xy em $z = 475$ mm. Detalhe do escoamento no cabide.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig 5.3.24 Isovelocidades v_y no plano xy em $z = 475$ mm. Detalhe do escoamento na fenda.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig 5.3.25 Isovelocidades v_z no plano xy em $z = 475$ mm, i.e., o plano xy cortando pela metade corpo principal do cabide.

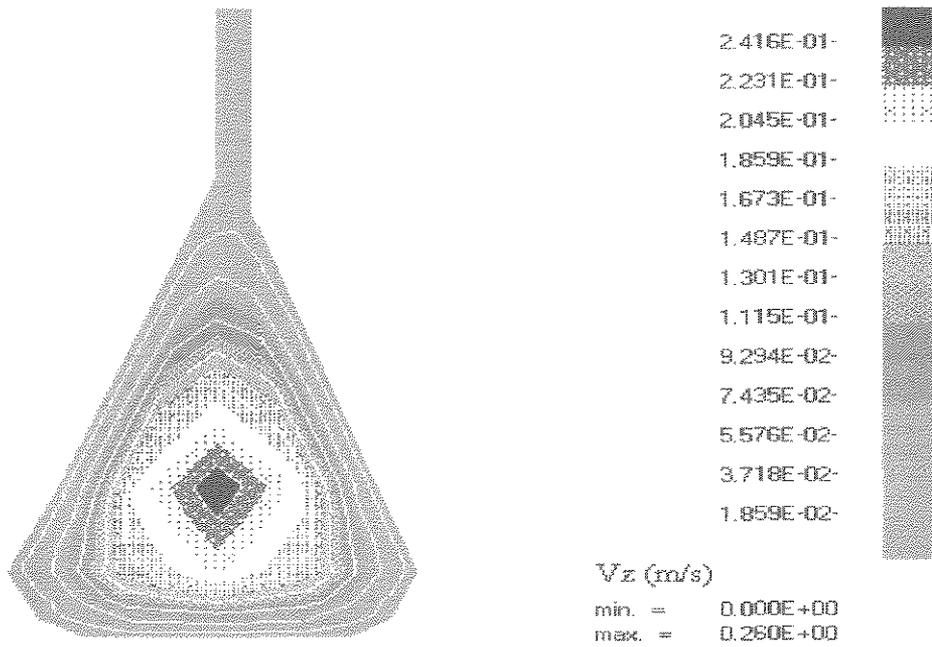


Fig 5.3.26 Isovelocidades v_z no plano xy em $z = 475$ mm. Detalhe do escoamento no cabide.

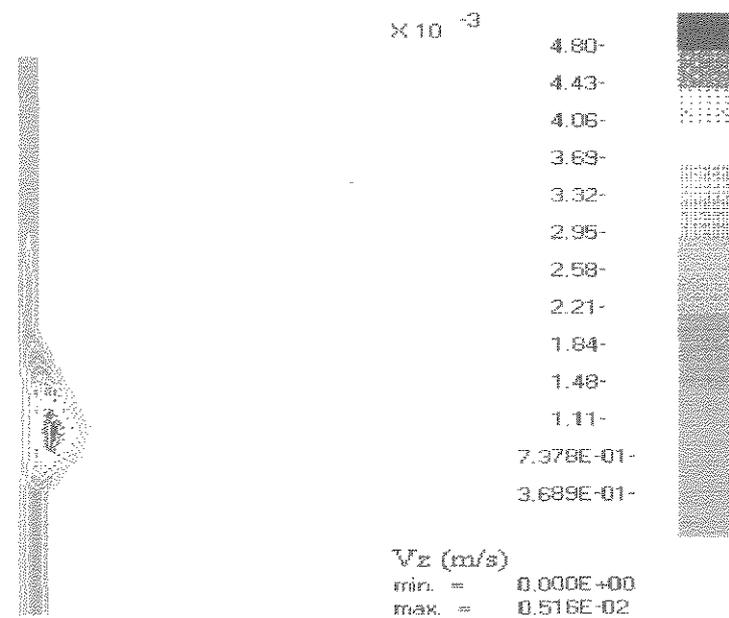
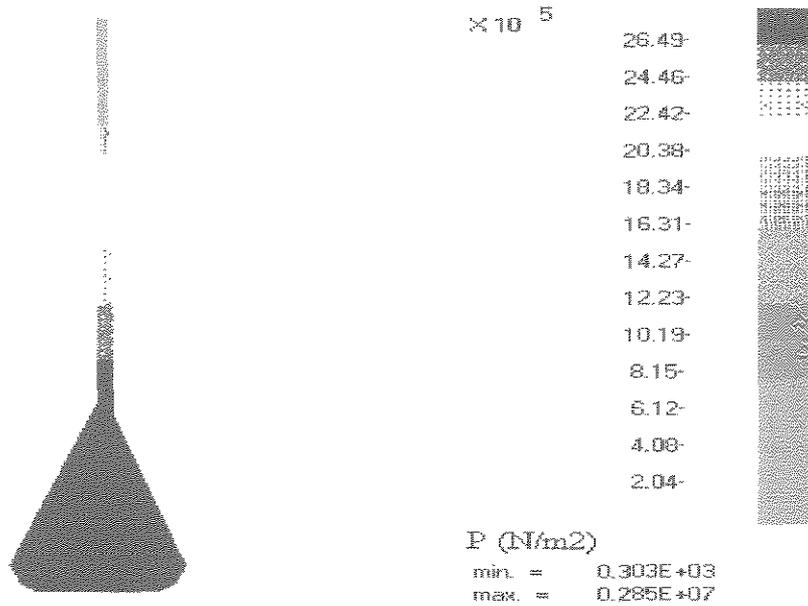
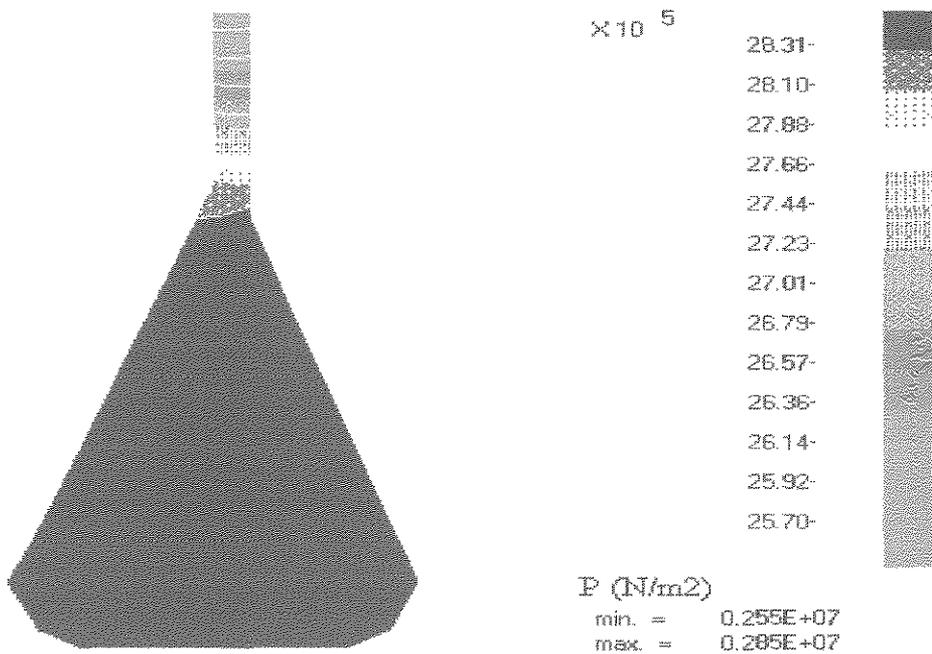


Fig 5.3.27 Isovelocidades v_z no plano xy em $z = 475$ mm. Detalhe do escoamento na fenda.



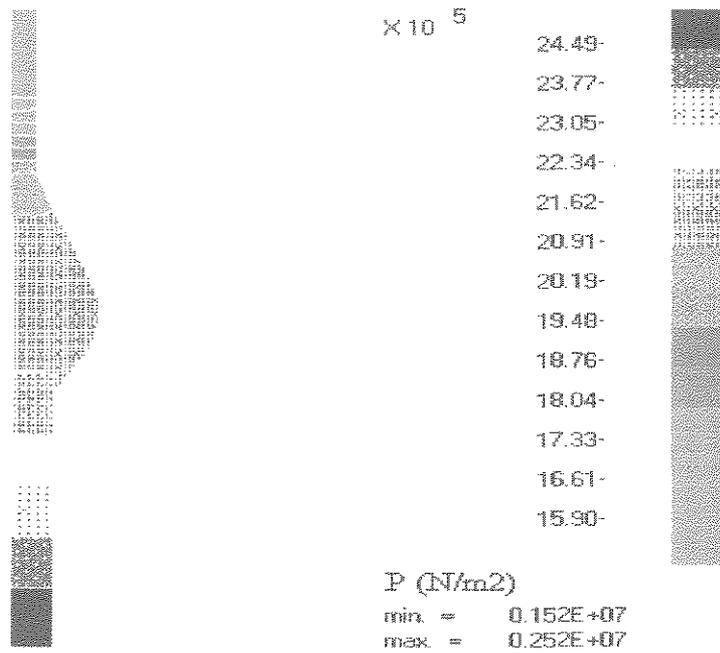
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig 5.3.28 Isobáricas no plano xy em $z = 475$ mm, i.e., o plano xy cortando pela metade o corpo do cabide.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig 5.3.29 Isobáricas no plano xy em $z = 475$ mm. Detalhe do escoamento no cabide.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig 5.3.30 Isobáricas no plano xy em $z = 475$ mm. Detalhe do escoamento na fenda.

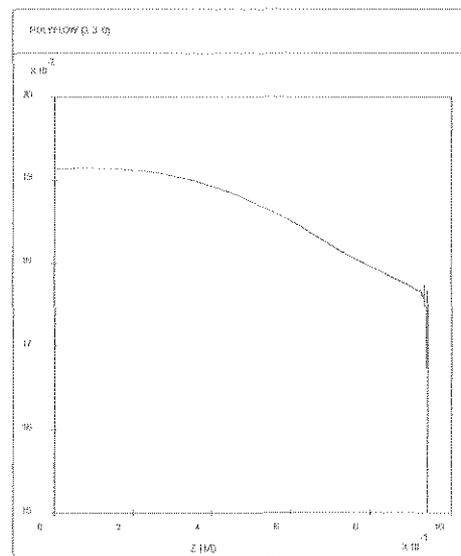
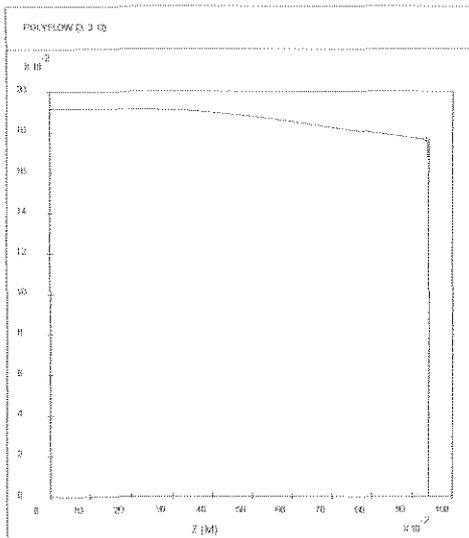


Fig. 5.3.31 e 5.3.32 Perfil da velocidade de extrusão nos lábios da ferra. Ordenadas: velocidade no plano médio xz em $y = 0,75$ mm. Abcissas: largura da ferra.

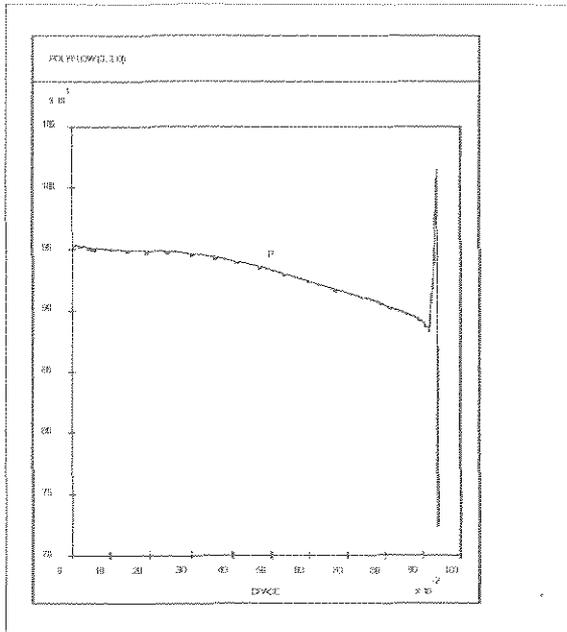
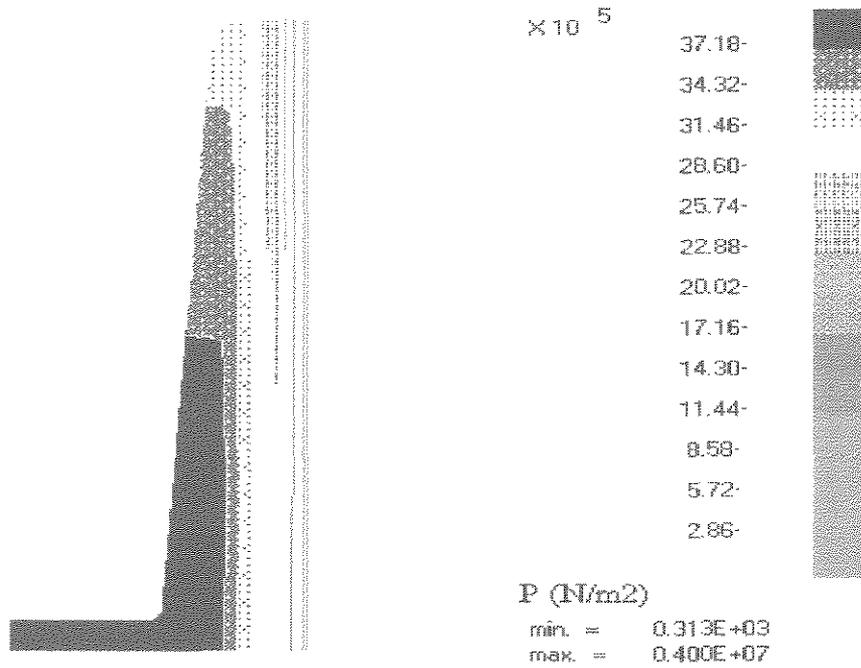


Fig. 5.3.33 Perfil da pressão de extrusão nos lábios da feira. Ordenadas: pressão no plano médio xz em $y = 0,75$ mm. Abscissas: largura da feira.

Caso 2: Fieira com abertura dos lábios constante e igual a 1,5 mm, polímero B escoando através dela e modelo reológico newtoniano + efeitos inerciais e gravitacionais.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.3.34 Isobáricas no plano xz em $y = 0,75$ mm, i.e., o plano xz passando na altura média da fenda (abertura da fenda = 1,5 mm).

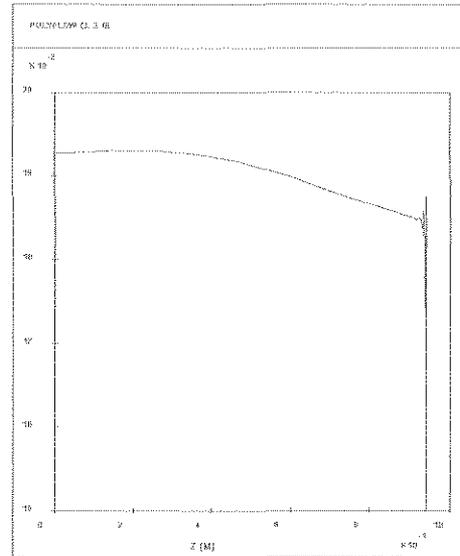
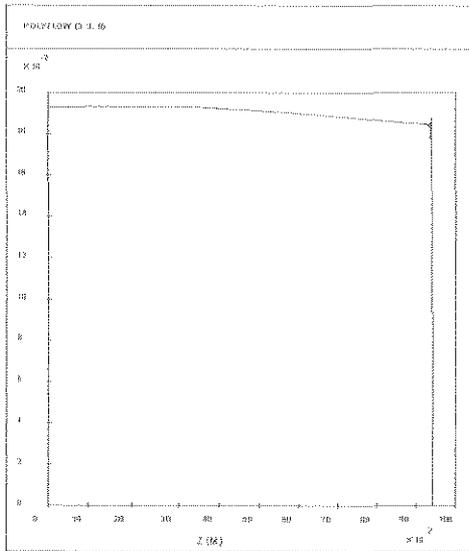


Fig. 5.3.35 e 5.3.36 Perfil da velocidade de extrusão nos lábios da feira. Ordenadas: velocidade no plano médio xz em $y = 0,75$ mm. Abcissas: largura da feira.

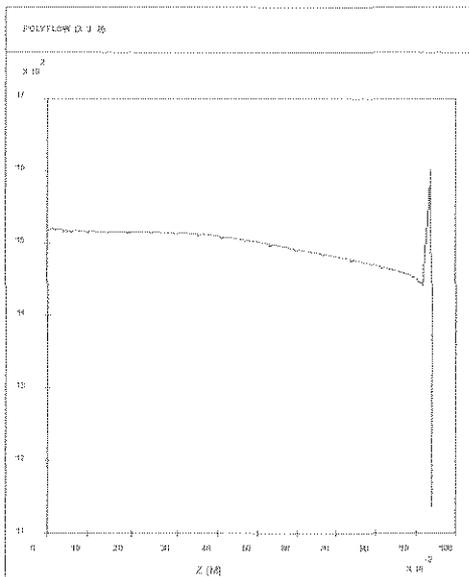
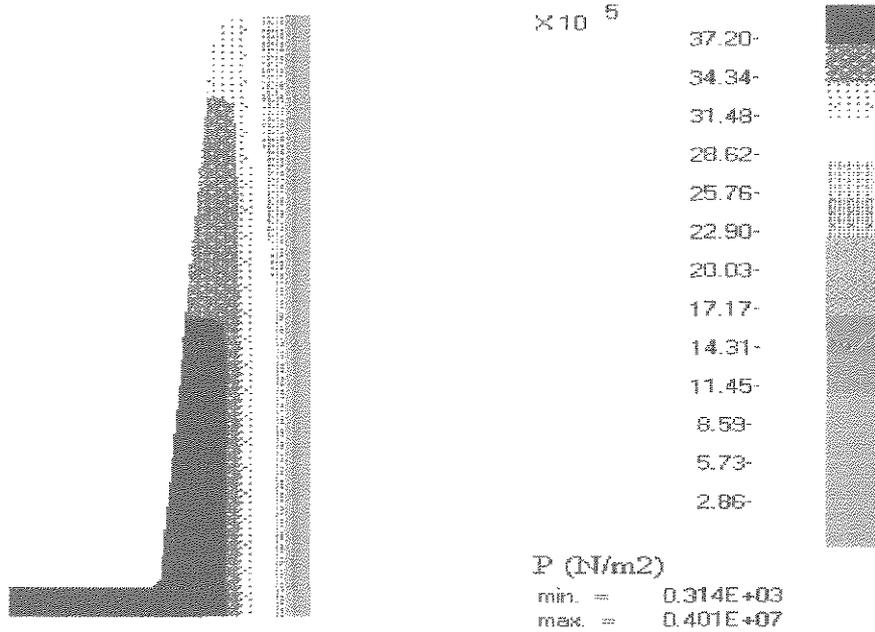


Fig. 5.3.37 Perfil da pressão de extrusão nos lábios da feira. Ordenadas: pressão no plano médio xz em $y = 0,75$ mm. Abcissas: largura da feira.

3. Fieira com abertura dos lábios constante e igual a 1,5 mm, polímero B escoando através dela e modelo reológico newtoniano.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.3.38 Isobáricas no plano xz em $y = 0,75$ mm, i.e., o plano xz passando na altura média da fenda (abertura da fenda = 1,5 mm).

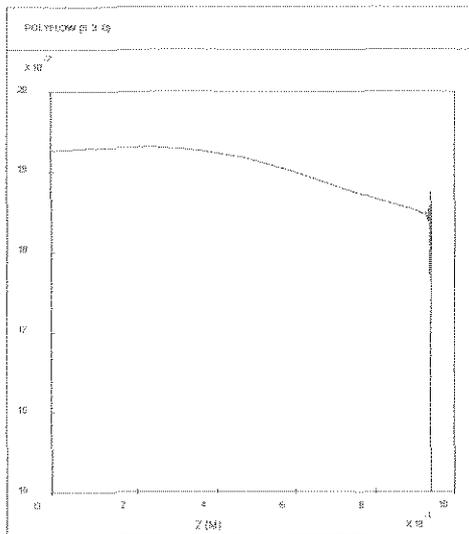
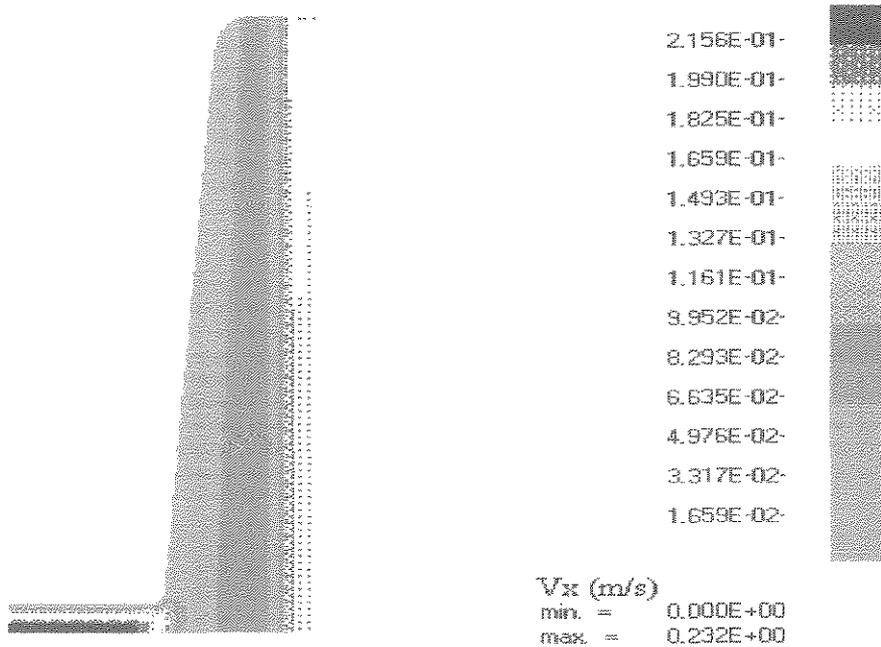


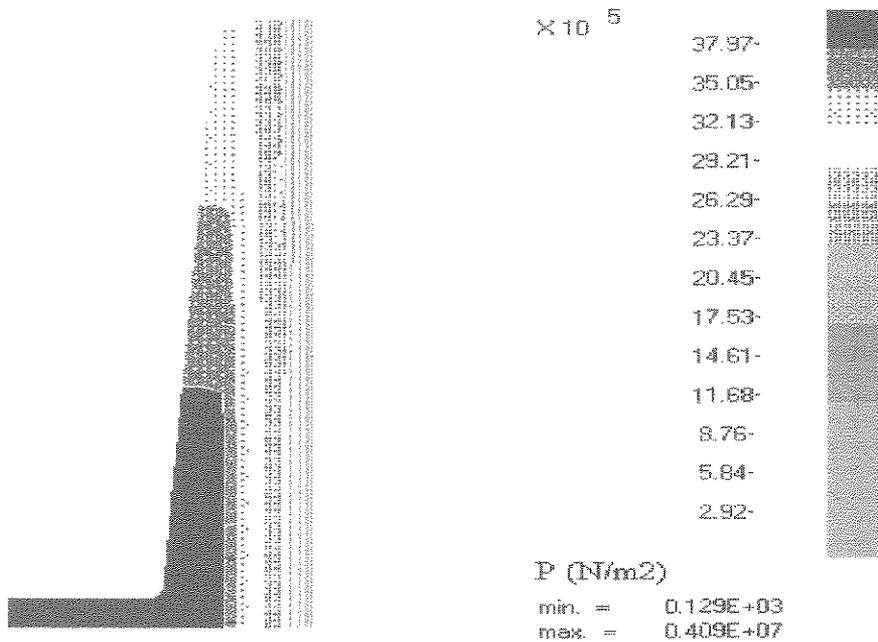
Fig. 5.3.39 Perfil da velocidade de extrusão nos lábios da fieira. Ordenadas: velocidade no plano médio xz em $y = 0,75$ mm. Abcissas: largura da fieira.

4. Fieira com abertura dos lábios constante e igual a 1,5 mm, polímero A escoando através dela e modelo reológico de Bird-Carreau + efeitos inerciais e gravitacionais.



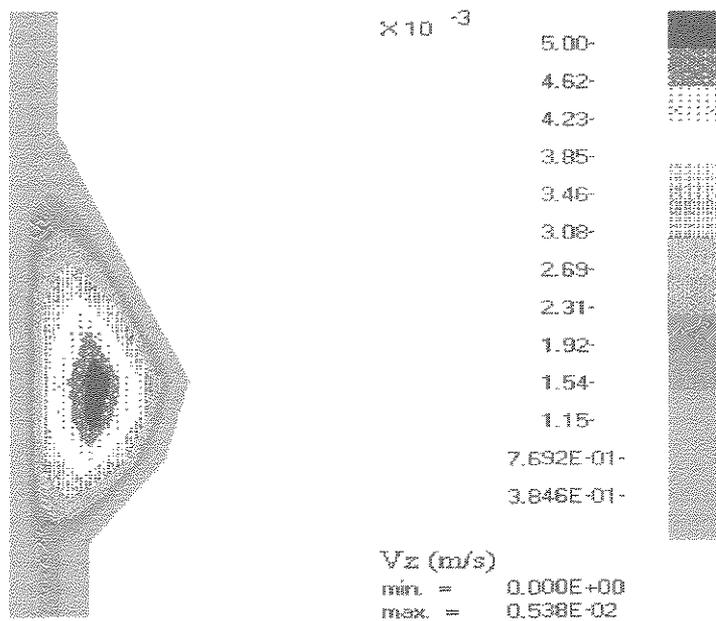
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.3.40 Isovelocidades v_x no plano xz em $y = 0,75$ mm, i.e., o plano xz passando na altura média da fenda (abertura da fenda = 1,5 mm)



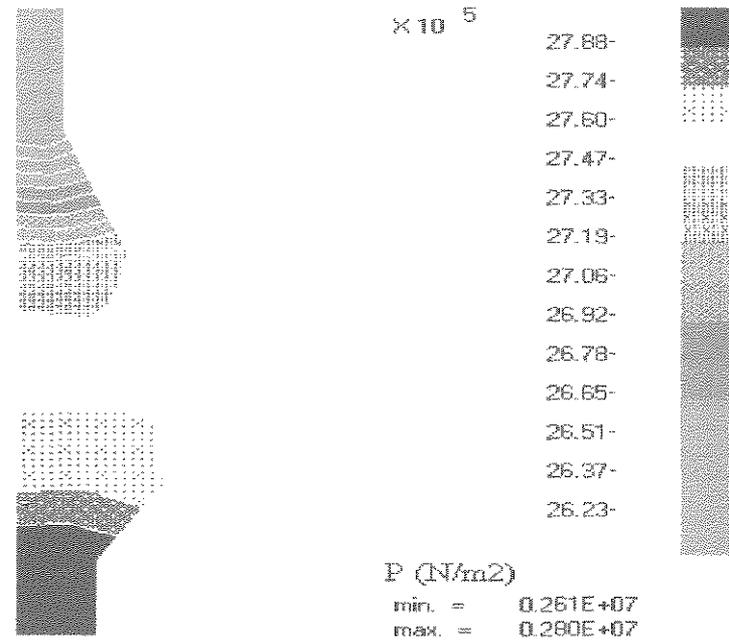
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.3.41 Isobáricas no plano xz em $y = 0,75$ mm, i.e., o plano xz passando na altura média da fenda (abertura da fenda = 1,5 mm).



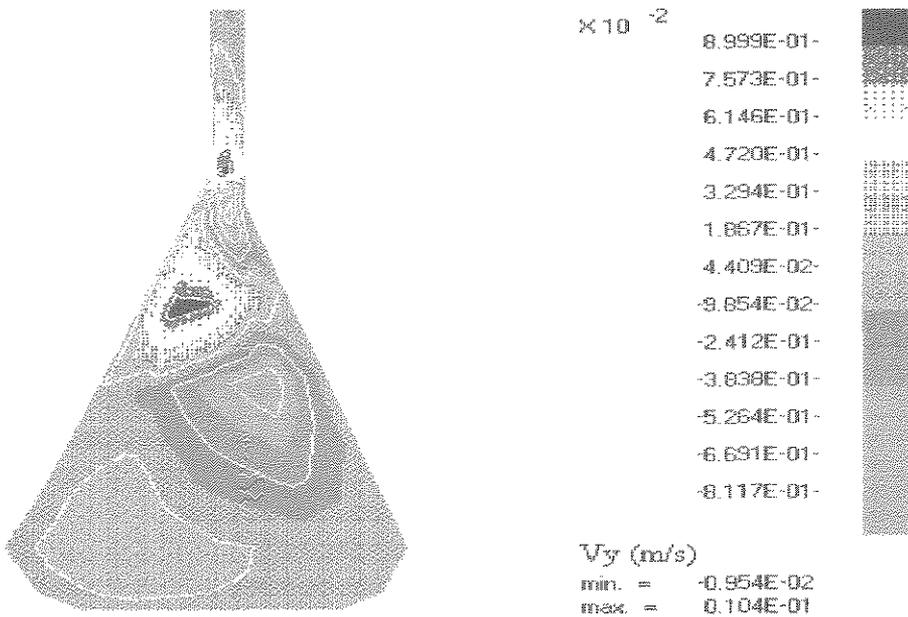
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.3.42 Isovelocidades v_z no plano xy em $z = 475$ mm, i.e., o plano que corta ao meio o corpo do cabide. Detalhe do escoamento na fenda.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.3.43 Isobáricas no plano xy em $z = 475$ mm. Detalhe do escoamento na fenda.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.3.44 Isovelocidades v_z no plano xy em $z = 475$ mm, i. e., o plano xy que corta ao meio o corpo do cabide. Detalhe do escoamento no cabide.

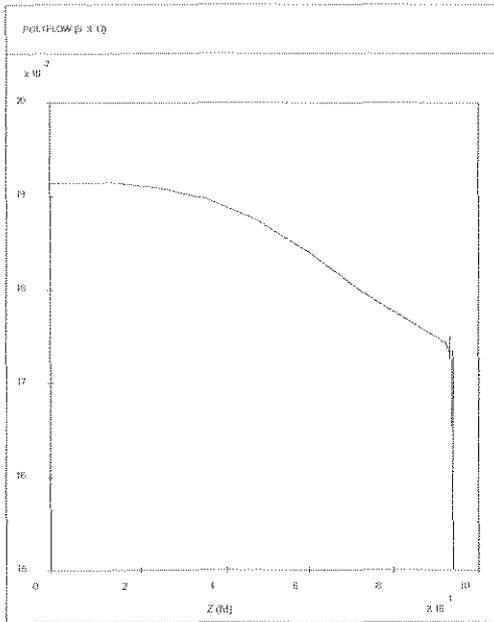


Fig. 5.3.45 Perfil da velocidade de extrusão nos lábios da feira. Ordenadas: velocidade no plano médio xz em $y = 0,75$ mm. Abcissas: largura da feira.

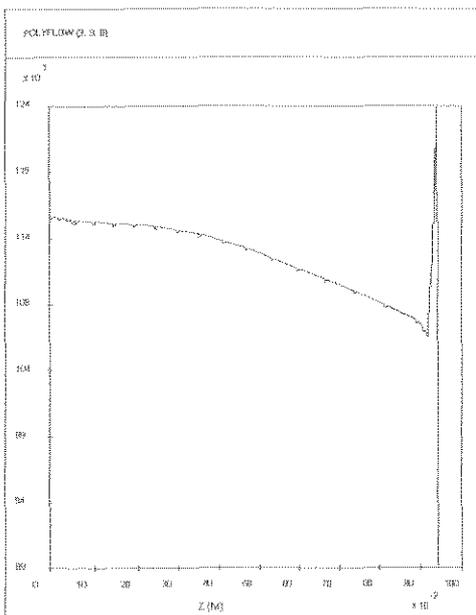
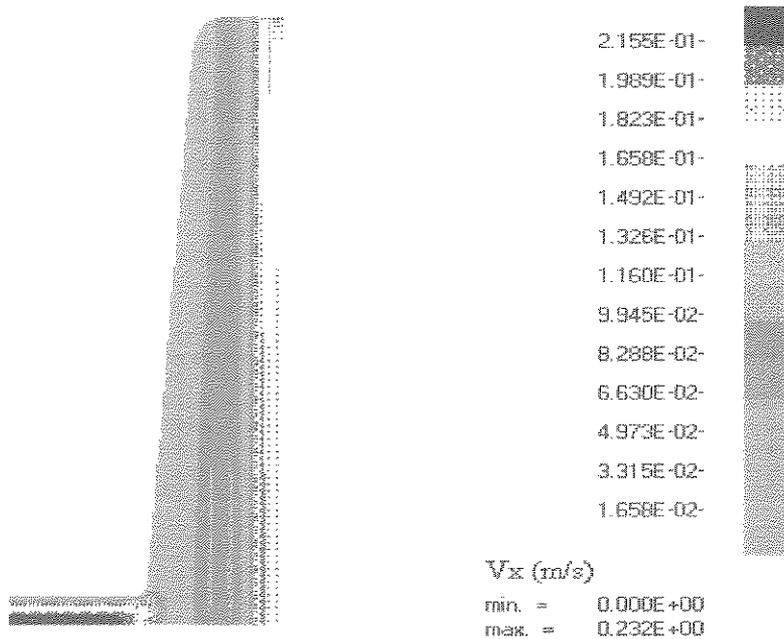


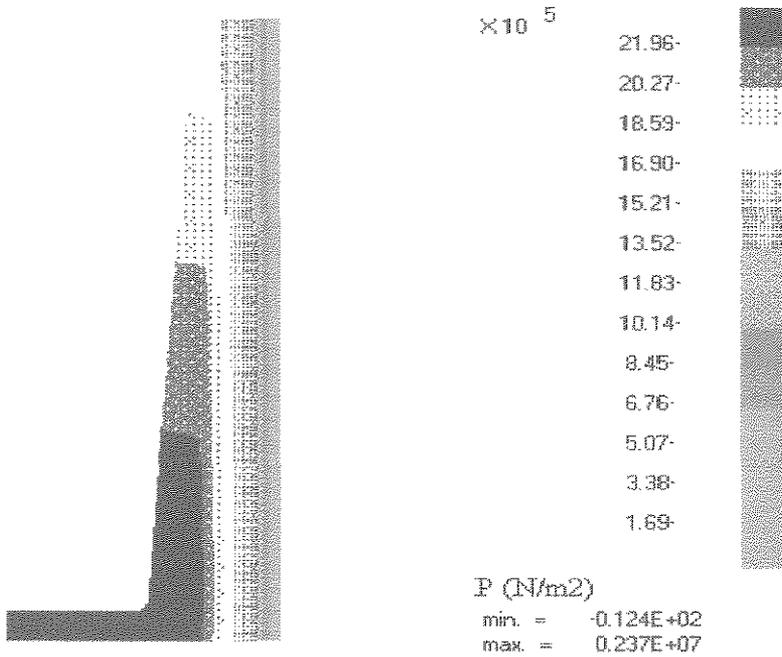
Fig. 5.3.46 Perfil da pressão de extrusão nos lábios da feira. Ordenadas: pressão no plano médio xz em $y = 0,75$ mm. Abcissas: largura da feira.

5. Fieira com abertura dos lábios constante e igual a 1,5 mm, polímero B escoando através dela e modelo reológico de Bird-Carreau + efeitos inerciais e gravitacionais, mas com índice de potências $n = 0,7$.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.3.47 Isovelocidade v_x no plano xz em $y = 0,75$ mm, i.e., o plano xz passando na altura média da fenda (abertura da fenda = 1,5 mm).



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.3.48 Isobáricas no plano xz em $y = 0,75$ mm, i.e., o plano xz passando na altura média da fenda (abertura da fenda = 1,5 mm).

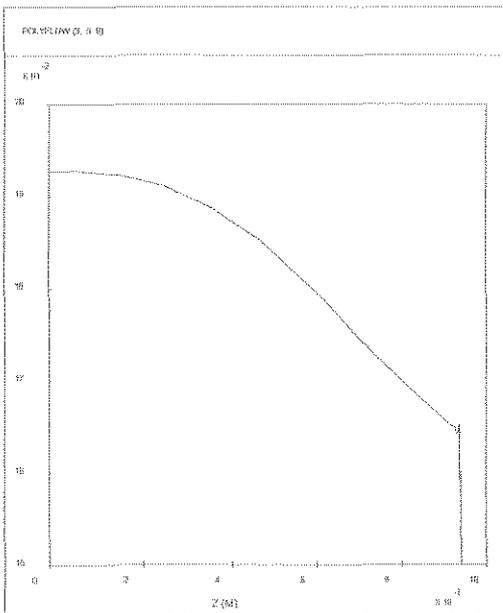


Fig. 5.3.49 Perfil da velocidade de extrusão nos lábios da feira. Ordenadas: velocidade no plano médio xz em $y = 0,75$ mm. Abcissas: largura da feira.

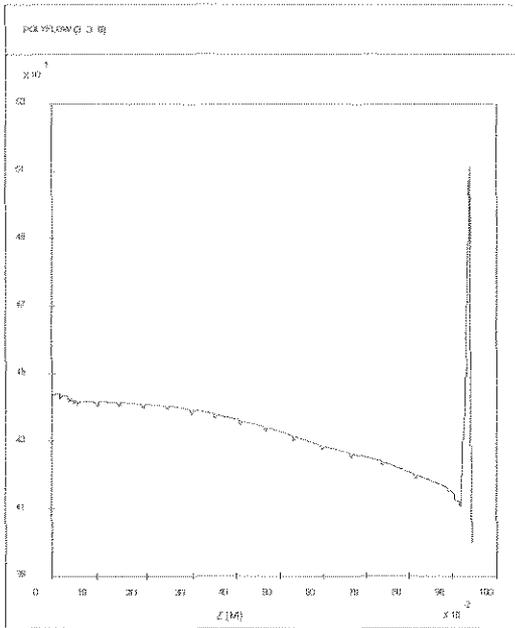
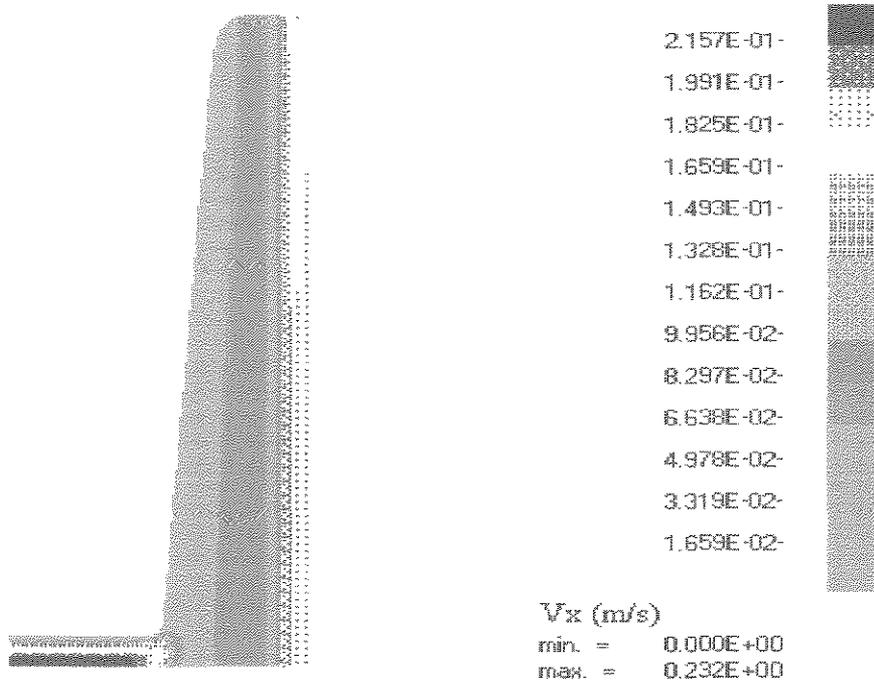


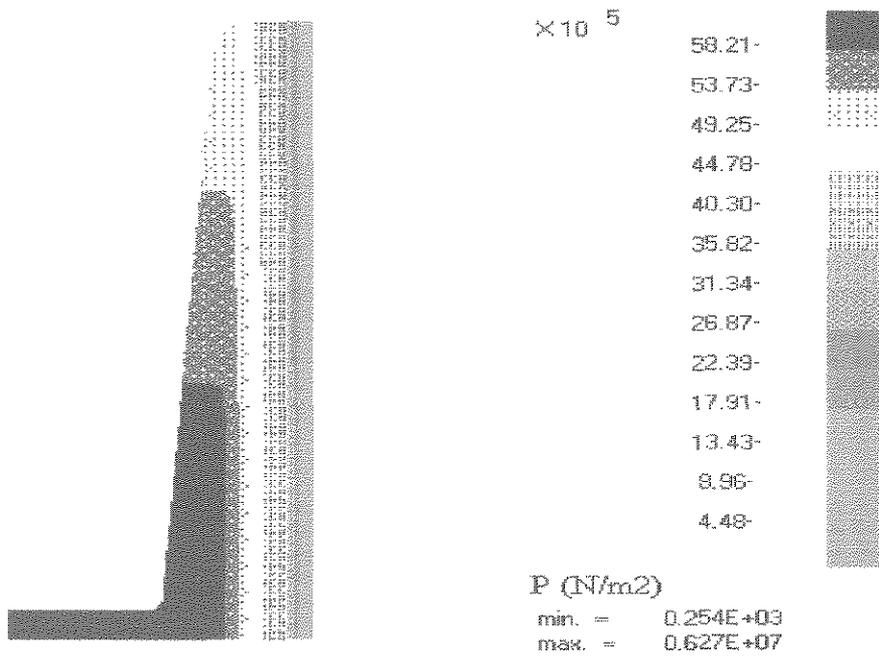
Fig. 5.3.50 Perfil da pressão de extrusão nos lábios da feira. Ordenadas: pressão no plano médio xz em $y = 0,75$ mm. Abcissas: largura da feira.

6. Fieira com abertura dos lábios constante e igual a 1,5 mm, polímero B escoando através dela, mas com a viscosidade 100% mais alta (apenas η_0 é alterado) e modelo de Bird-Carreau + efeitos inerciais e gravitacionais.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.3.51 Isovelocidade v_x no plano xz em $y = 0,75$ mm, i.e., o plano xz passando na altura média da fenda (abertura da fenda = 1,5 mm).



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.3.52 Isobáricas no plano xz em $y = 0,75$ mm, i.e., o plano xz passando na altura média da fenda (abertura da fenda = 1,5 mm).

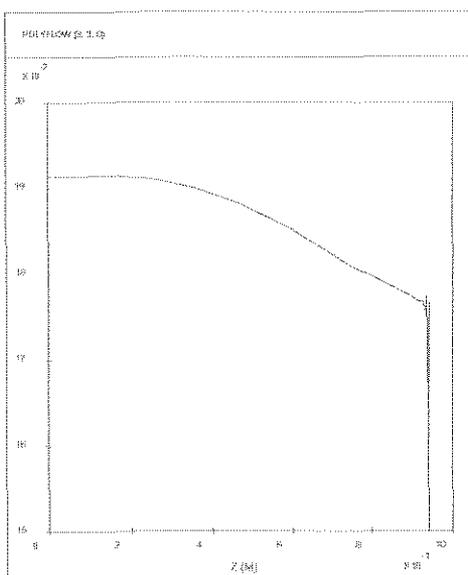


Fig. 5.3.53 Perfil da velocidade de extrusão nos lábios da fieira. Ordenadas: velocidade no plano médio xz em $y = 0,75$ mm. Abcissas: largura da fieira.

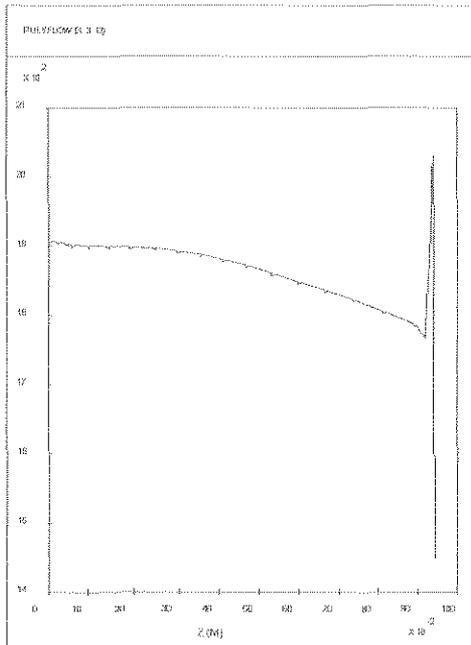


Fig. 5.3.54 Perfil da pressão de extrusão nos lábios da feira. Ordenadas: pressão no plano médio xz em $y = 0,75$ mm. Abscissas: largura da feira.

7. Fieira com abertura dos lábios constante e igual a 2,4 mm, polímero B escoando através dela e modelo reológico de Bird-Carrreau + efeitos inerciais e gravitacionais.

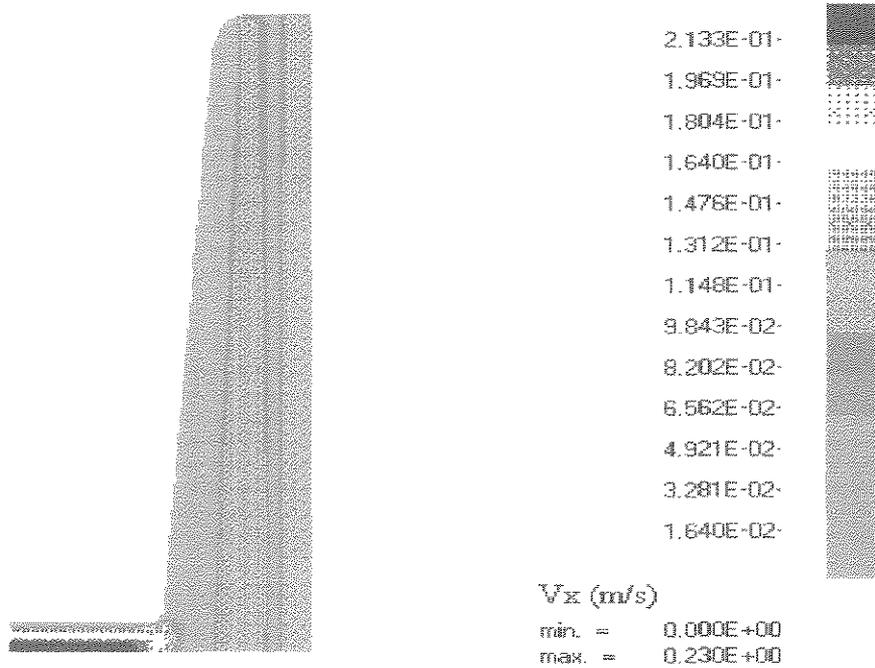


Fig. 5.3.55 Isovelocidades v_x no plano xz em $y = 1,2$ mm, i.e., o plano xz passando na altura média da fenda (abertura da fenda = 2,4 mm).

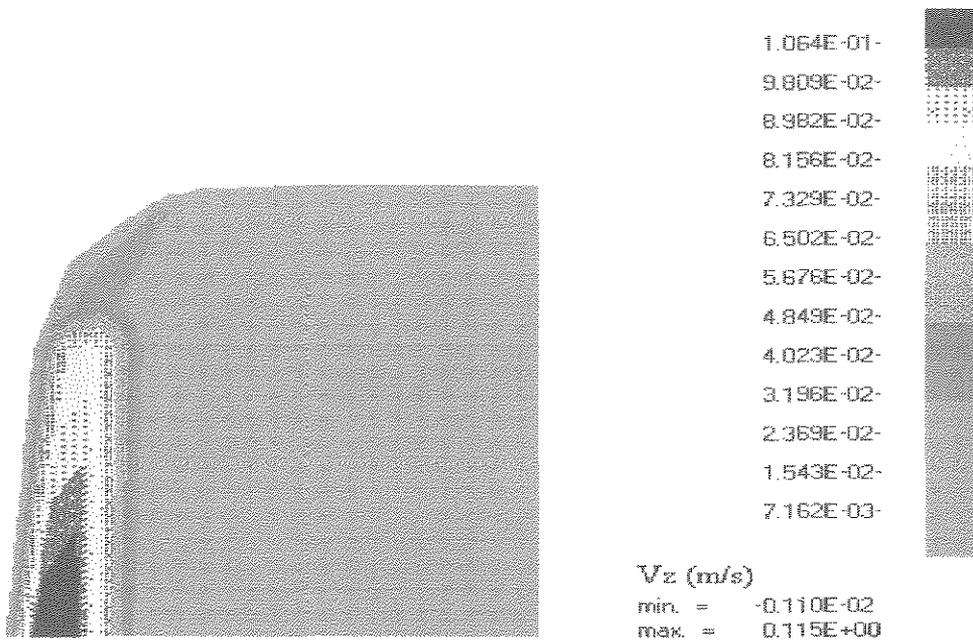


Fig. 5.3.56 Isovelocidades v_z no plano xz em $y = 1,2$ mm. Detalhe do escoamento nas bordas da fenda.

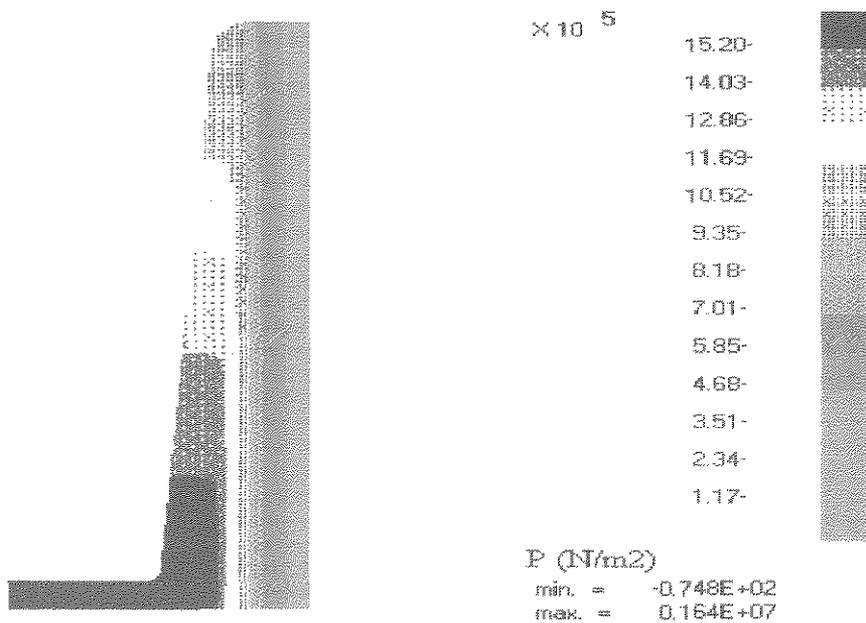
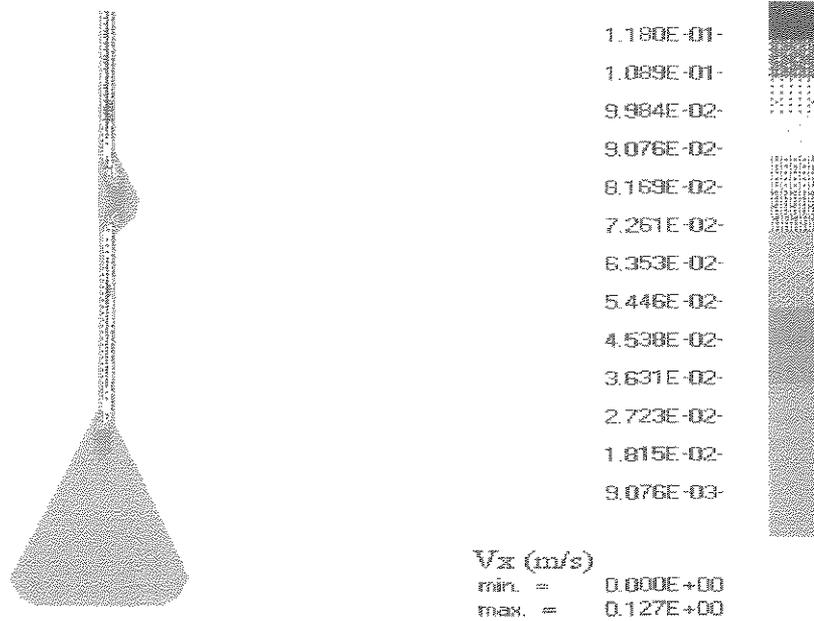
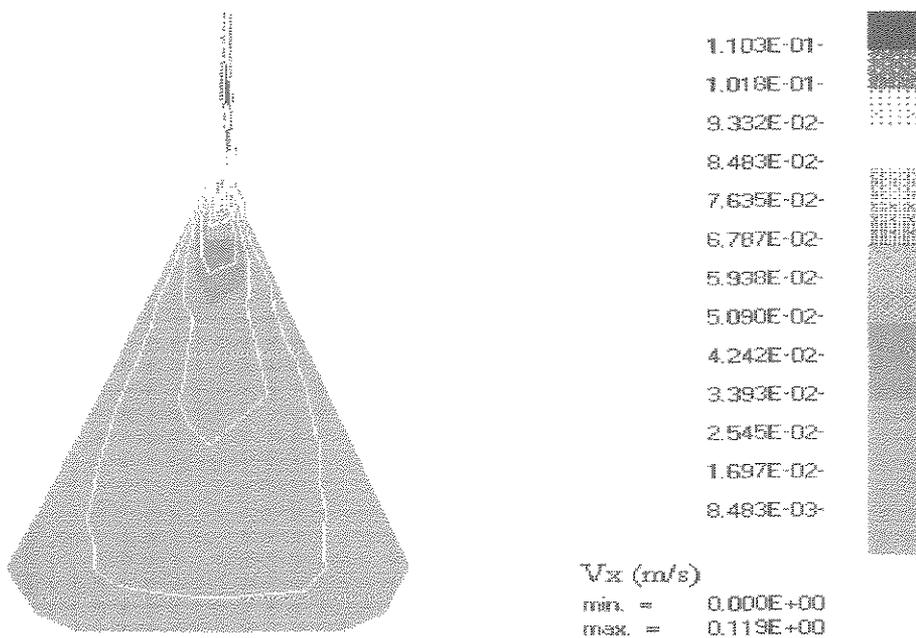


Fig. 5.3.57 Isobáricas no plano xz em $y = 1,2$ mm, i.e., o plano xz passando na altura média da fenda (abertura da fenda = 2,4 mm).



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig 5.3.58 Isovelocidades v_x no plano xy em $z = 475$ mm, i.e., o plano xy cortando pela metade o corpo do cabide.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig 5.3.59 Isovelocidades v_x no plano xy em $z = 475$ mm. Detalhe do escoamento no cabide.

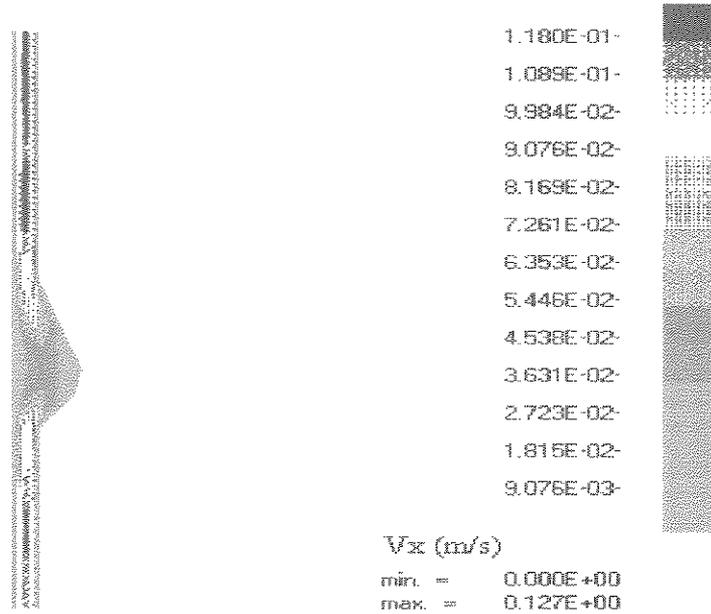


Fig 5.3.60 Isovelocidades v_x no plano xy em $z = 475$ mm. Detalhe do escoamento na fenda.

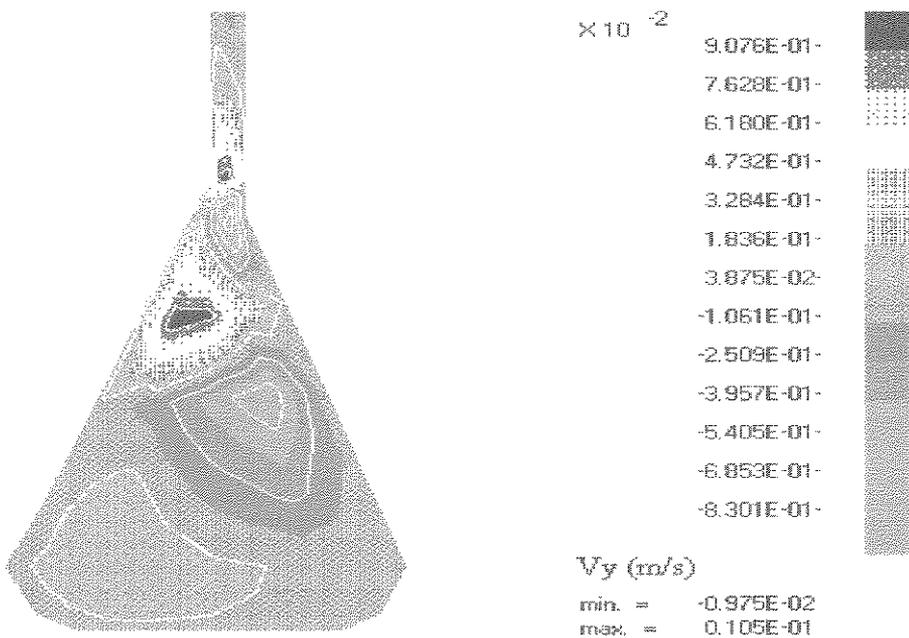
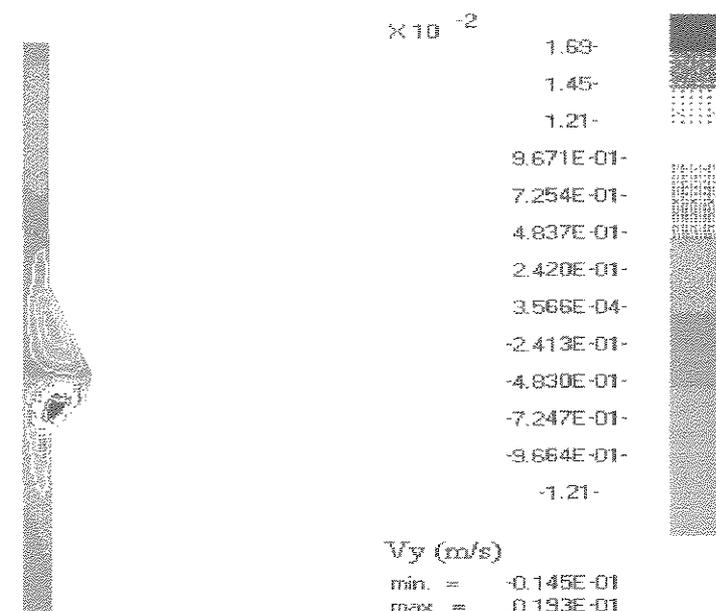
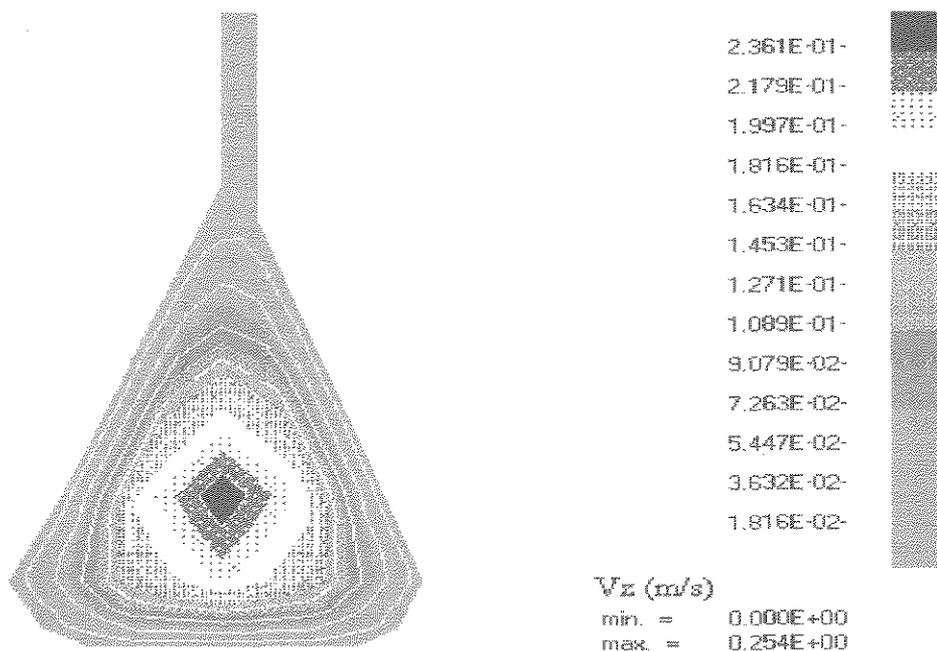


Fig 5.3.61 Isovelocidades v_y no plano xy em $z = 475$ mm, i.e., o plano xy cortando pela metade o corpo do cabide.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig 5.3.62 Isovelocidades v_y no plano xy em $z = 475$ mm. Detalhe do escoamento na fenda.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig 5.3.63 Isovelocidades v_z no plano xy em $z = 475$ mm, i.e., o plano xy cortando pela metade o corpo do cabide.

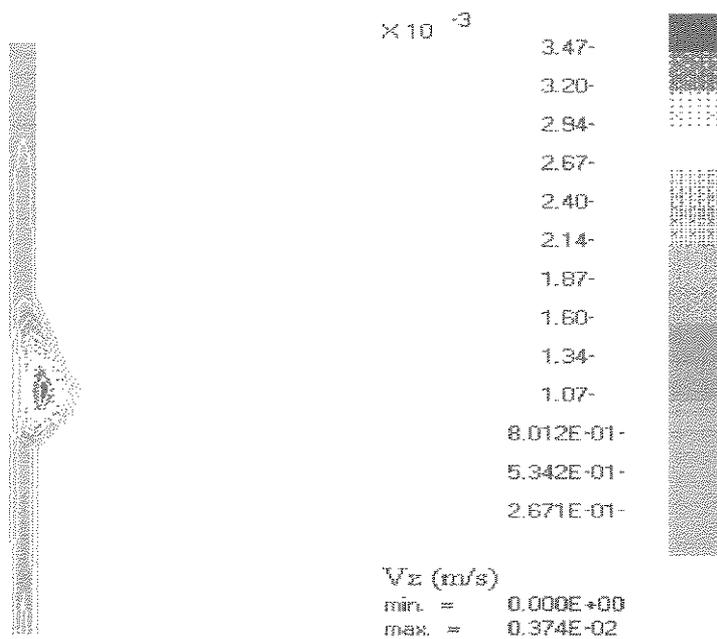


Fig 5.3.64 Isovelocidades v_z no plano xy em $z = 475$ mm. Detalhe do escoamento na fenda.

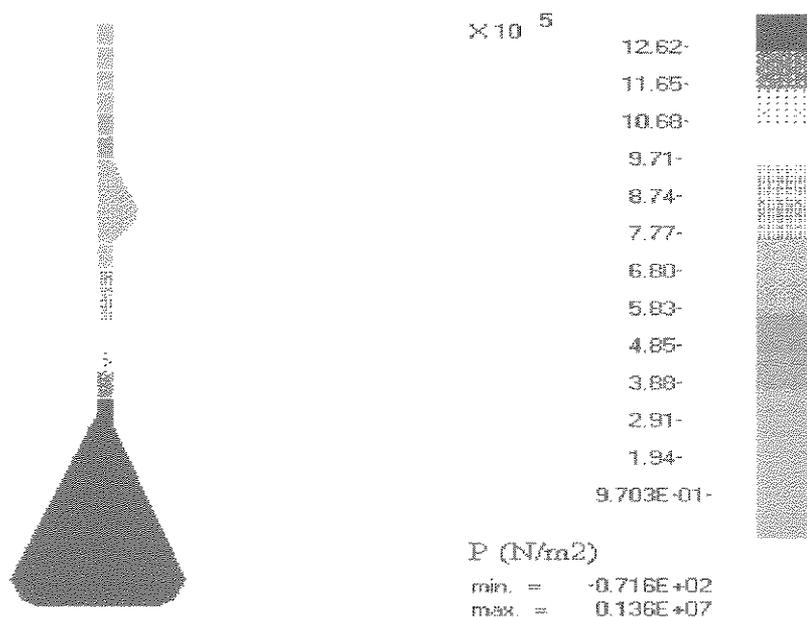


Fig 5.3.65 Isobáricas no plano xy em $z = 475$ mm, i.e., o plano xy cortando pela metade o corpo do cabide.

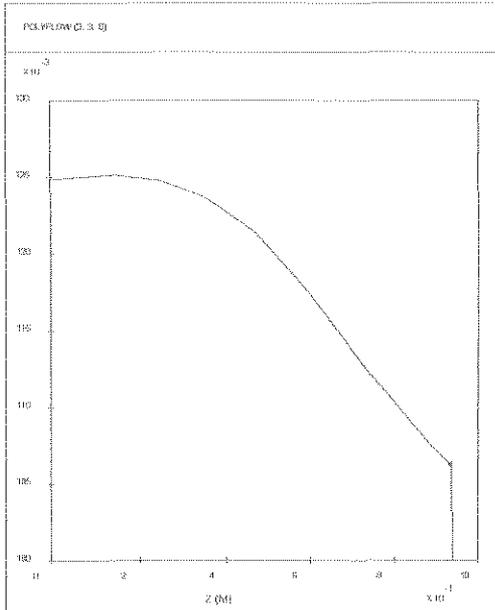


Fig. 5.3.66 Perfil da velocidade de extrusão nos lábios da feira. Ordenadas: velocidade no plano médio xz em $y = 1,2$ mm. Abcissas: largura da feira.

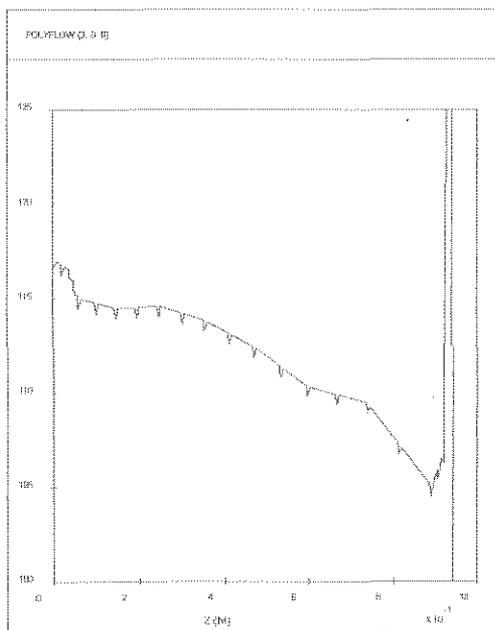
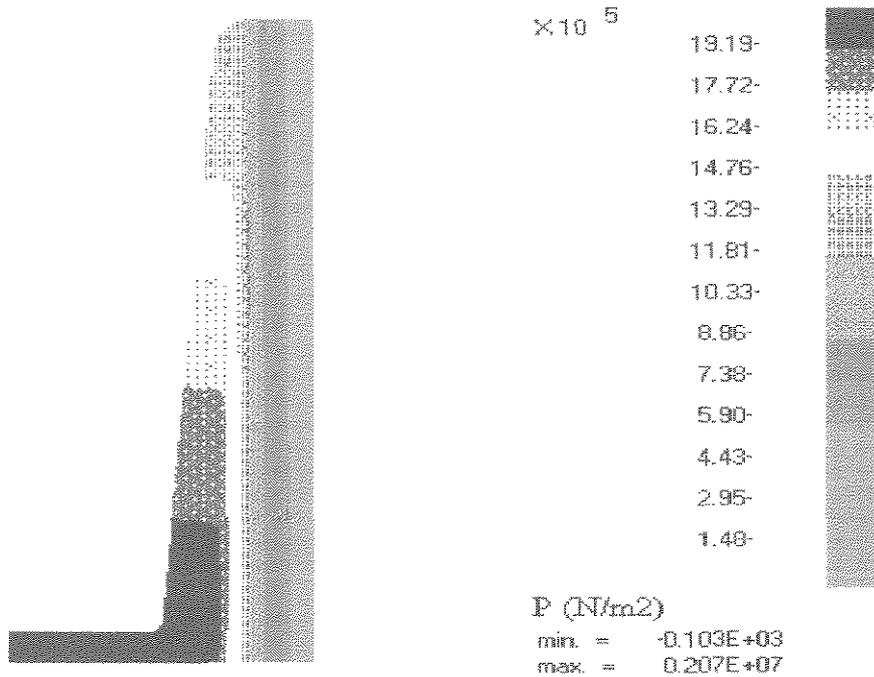


Fig. 5.3.67 Perfil da pressão de extrusão nos lábios da feira. Ordenadas: pressão no plano médio xz em $y = 1,2$ mm. Abcissas: largura da feira.

8. Fieira com abertura dos lábios constante e igual a 2,4 mm, polímero B escoando através dela, vazão 30% superior ao valor nominal e modelo reológico de Bird-Carreau+ efeitos inerciais e gravitacionais.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.3.68 Isobáricas no plano xz em $y = 1,2$ mm, i.e., o plano xz passando na altura média da fenda (abertura da fenda = 2,4 mm).

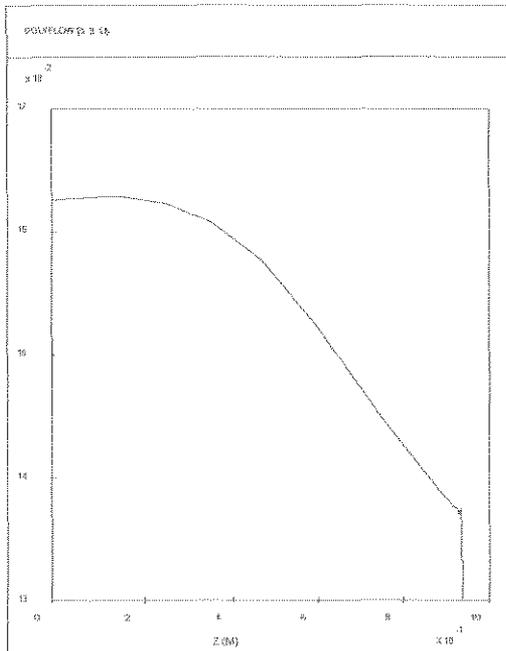


Fig. 5.3.69 Perfil da velocidade de extrusão nos lábios da feira. Ordenadas: velocidade no plano médio xz em $y = 1,2$ mm. Abcissas: largura da feira.

9. Fieira com abertura dos lábios constante e igual a 1,5 mm, porém, com o comprimento da fenda seguindo uma equação parabólica, polímero B escoando através dela e modelo reológico de Bird-Carreau+ efeitos inerciais e gravitacionais.

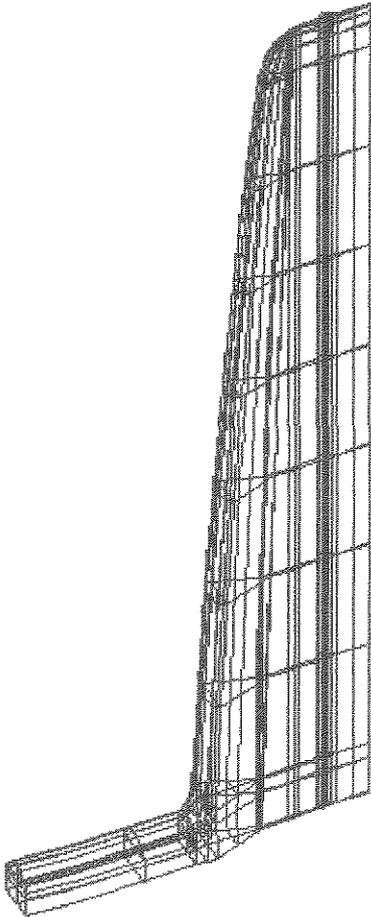


Fig. 5.3.70 Vista em perspectiva da fieira parabólica.

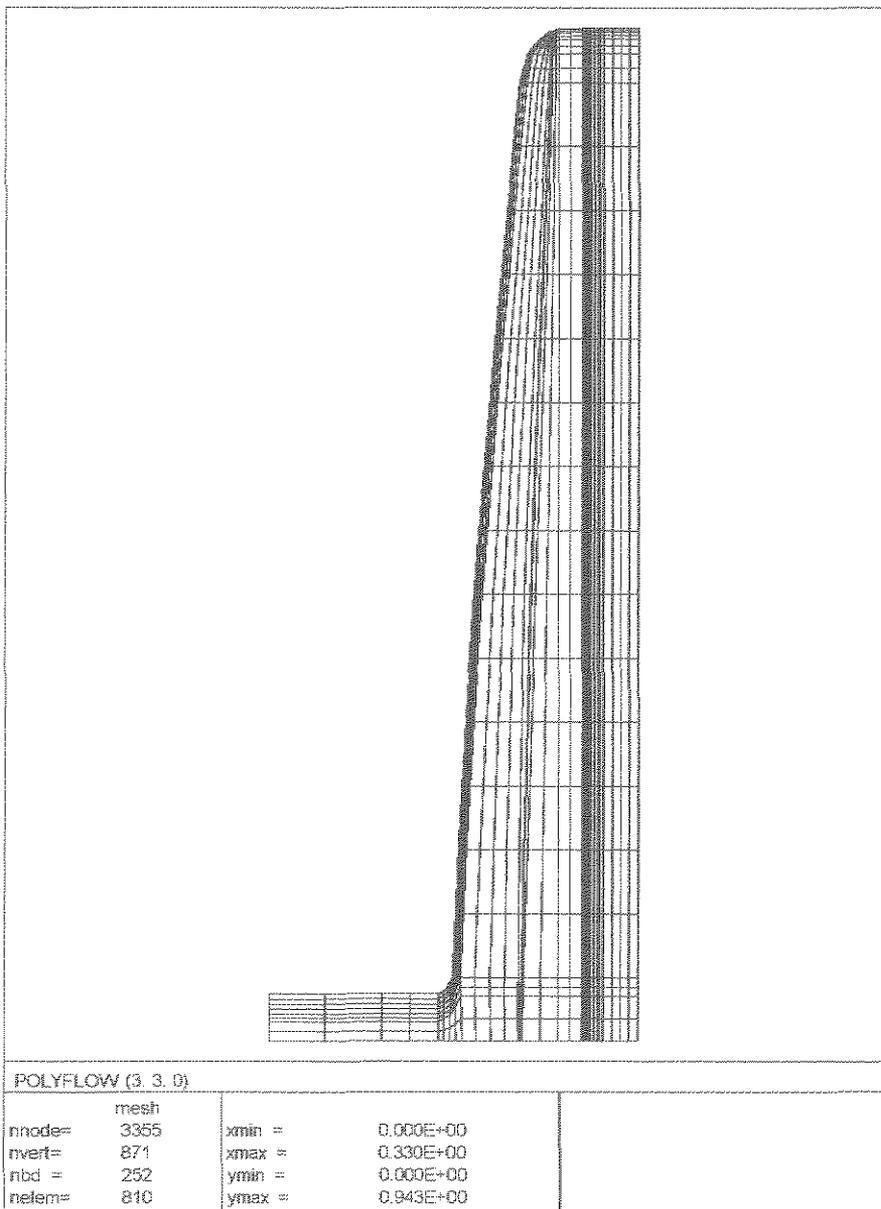
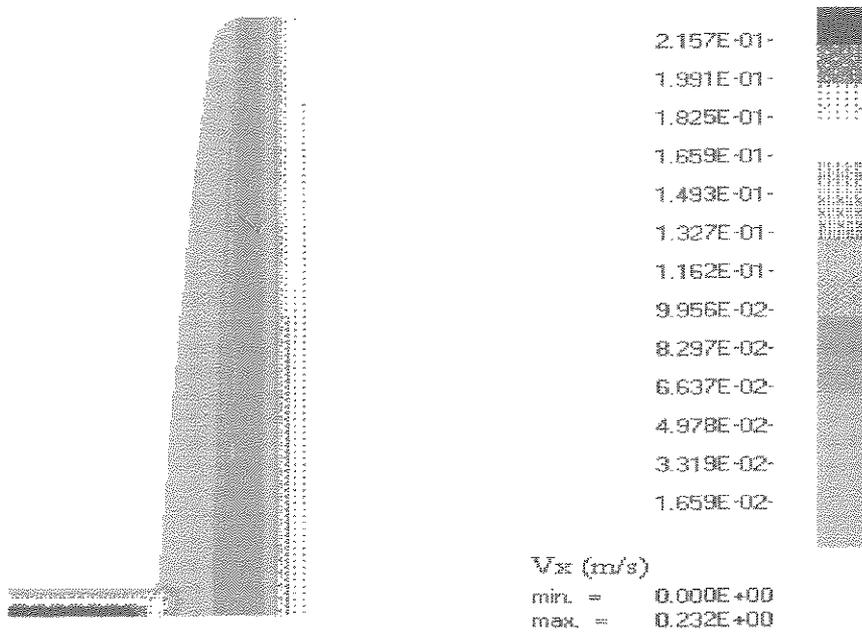
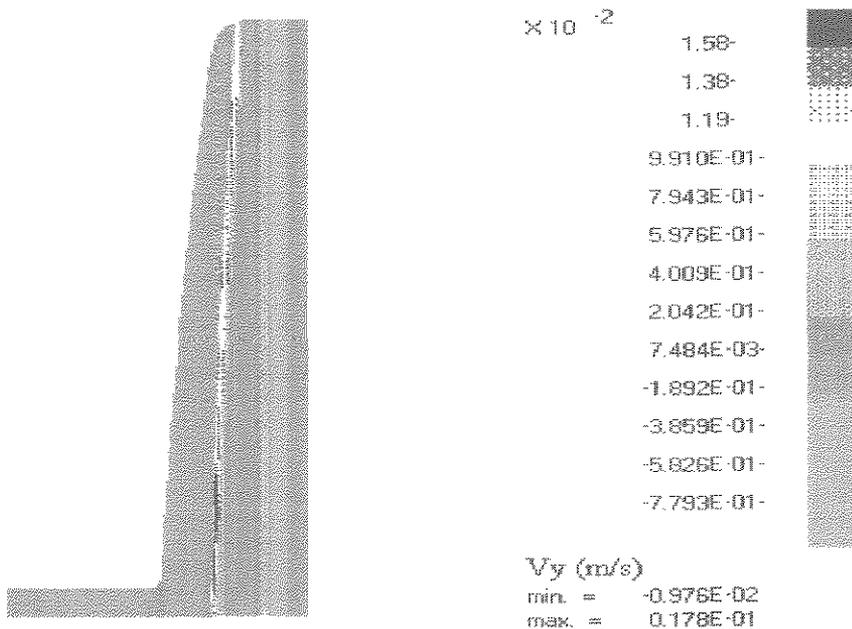


Fig. 5.3.71 Projeção no plano xz em $y = 0,75$ mm da fieira parabólica.



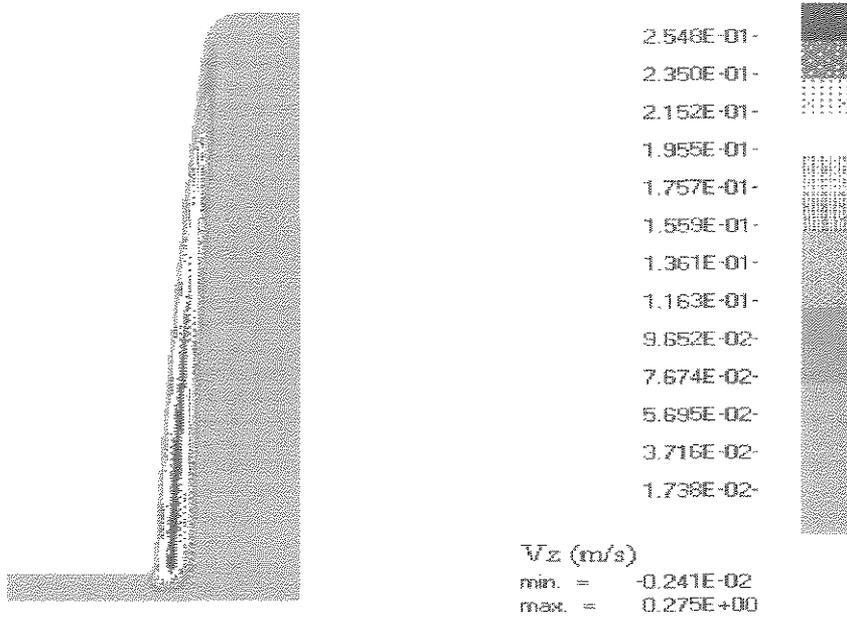
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.3.72 Isovelocidades v_x no plano xz em $y = 0,75$ mm, i.e., o plano xz passando na altura média da fenda (abertura da fenda = 1,5 mm).



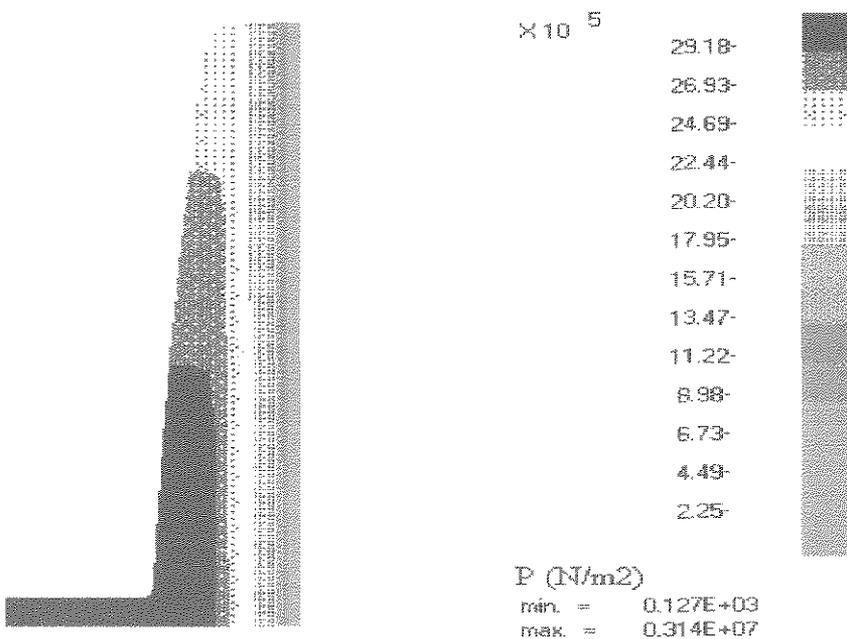
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.3.73 Isovelocidades v_y no plano xz em $y = 0,75$ mm, i.e., o plano xz passando na altura média da fenda (abertura da fenda = 1,5 mm).



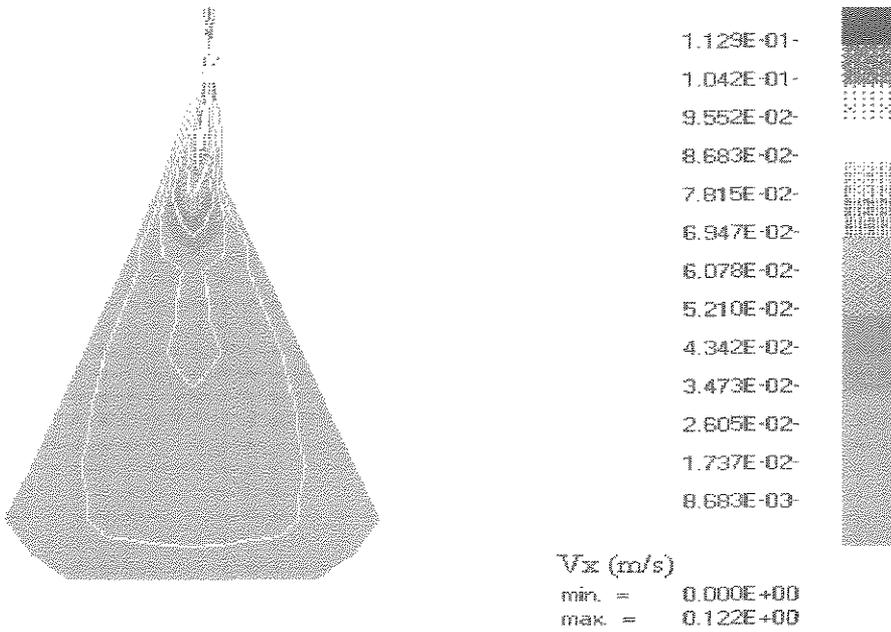
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.3.74 Isovelocidades v_z no plano xz em $y = 0,75$ mm, i.e., o plano xz passando na altura média da fenda (abertura da fenda = 1,5 mm).



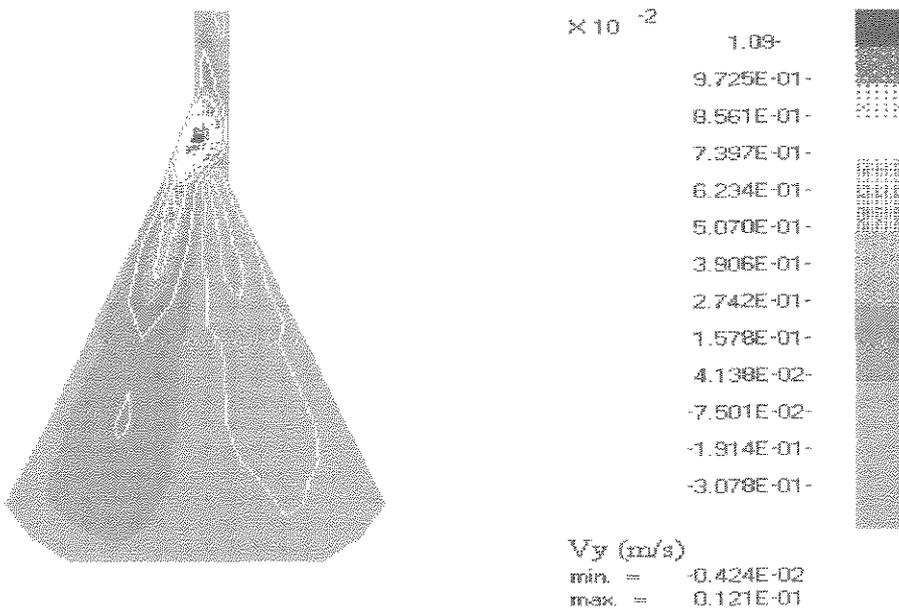
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig. 5.3.75 Isobáricas no plano xz em $y = 0,75$ mm, i.e., o plano xz passando na altura média da fenda (abertura da fenda = 1,5 mm).



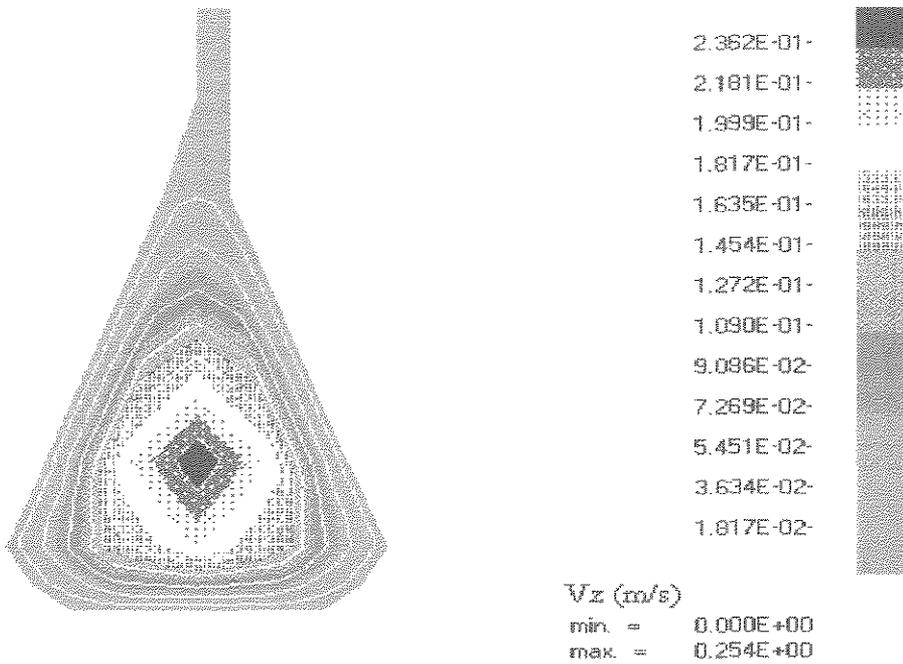
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig 5.3.76 Isovelocidades v_x no plano xy em $z = 475$ mm, i.e., o plano xy cortando pela metade o corpo do cabide. Detalhe do escoamento no cabide.



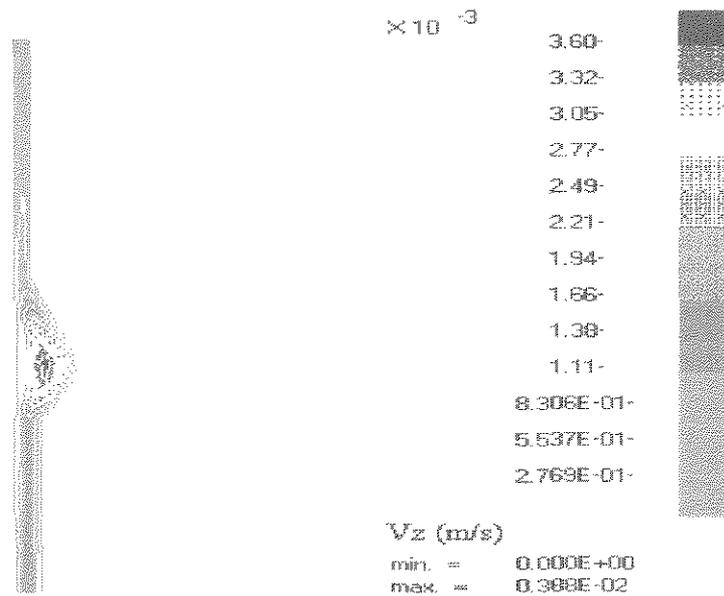
POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig 5.3.77 Isovelocidades v_y no plano xy em $z = 475$ mm, i.e., o plano xy cortando pela metade o corpo do cabide. Detalhe do escoamento no cabide.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig 5.3.78 Isovelocidades v_z no plano xy em $z = 475$ mm, i.e., o plano xy cortando pela metade o corpo do cabide. Detalhe do escoamento no cabide.



POLYFLOW (3. 3. 0)

Fig 5.3.79 Isovelocidades v_z no plano xy em $z = 475$ mm, i.e., o plano xy cortando pela metade o corpo do cabide. Detalhe do escoamento na fenda.

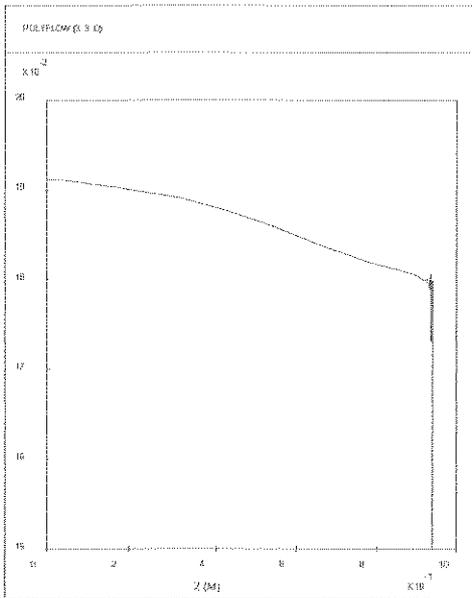


Fig. 5.3.80 Perfil da velocidade de extrusão nos lábios da feira. Ordenadas: velocidade no plano médio xz em $y = 0,75$ mm. Abcissas: largura da feira.

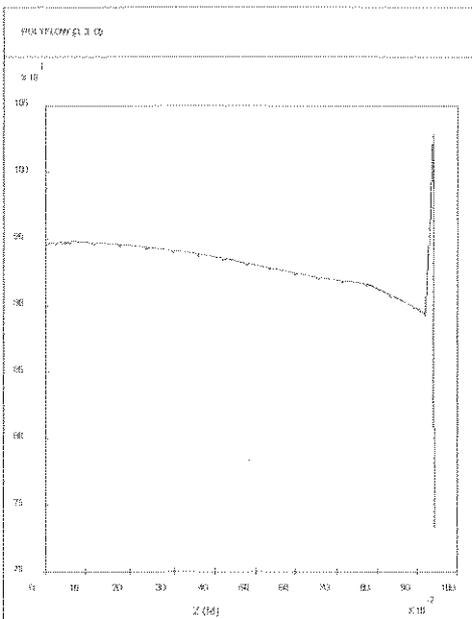


Fig. 5.3.81 Perfil da pressão de extrusão nos lábios da feira. Ordenadas: pressão no plano médio xz em $y = 0,75$ mm. Abcissas: largura da feira.

6. VALIDAÇÃO DO MODELO

Os modelos matemáticos de sistemas físicos nos permitem compreender os fenômenos existentes, prever o comportamento do sistema em situações diversas, inferir sobre a ocorrência de fenômenos próprios de uma região específica do domínio do problema, cuja observação experimental é difícil e extrapolar os resultados para fora deste domínio (obviamente, deve-se verificar qual é o desvio do comportamento físico em relação às hipóteses de base do modelo para avaliar o grau de validade da extrapolação).

Porém, um modelo é útil somente se os resultados previstos conseguem representar suficientemente bem o comportamento físico observado experimentalmente. Para avaliarmos a qualidade do modelo, verificamos a correlação entre os resultados previstos teoricamente e os resultados medidos experimentalmente. Se os resultados calculados guardam uma boa correlação com a prática, pode-se considerar que a análise do comportamento do sistema através do modelo fornece resultados que descrevem corretamente a realidade.

No caso do modelo proposto para os escoamentos na caixa de coextrusão e na fieira não foi possível a validação completa dos resultados devido às dificuldades da realização de medições no equipamento industrial.

A observação do desenvolvimento das interfaces, por exemplo, não pode ser feita no equipamento industrial. A observação em tempo real da formação das interfaces é muito difícil; documentado na literatura encontramos apenas as montagens em laboratório realizadas por Wilson e Khomami [9,10,15], que utilizaram um “feedblock” munido de janelas de quartzo resistentes a altas temperaturas e sistema de selagem hidráulica especial e um complexo sistema de

iluminação, filmagem e processamento da imagem para estudar as instabilidades interfaciais em casos de coextrusão bicomponente.

Uma técnica mais simples, que permite a visualização estática das interfaces entre duas camadas, consiste em interromper subitamente o escoamento (parando-se as extrusoras) e resfriar-se os polímeros dentro do próprio “feedblock”. Coleta-se o material sólido para o exame da interface entre as camadas [36,37]. Porém, tal experimento se adapta melhor à medição das interfaces após o escoamento já estar desenvolvido porque a interrupção do fluxo e os efeitos do resfriamento podem deformar muito a interface no local onde as camadas estão se encontrando. Também este tipo de experimento não pode ser realizado numa linha industrial devido ao porte muito grande dos equipamentos.

Consideradas todas estas limitações, a validação do modelo foi realizada de modo parcial, comparando-se os resultados teóricos com os valores reais no processo industrial de alguns parâmetros cuja medição é mais simples, tais como, as pressões das linhas de extrusão, as ocorrências no processo de produção e as espessuras das camadas no filme final. Também fazemos a comparação dos resultados que obtivemos com aqueles publicados na literatura.

6.1 MEDIÇÃO DAS PRESSÕES NAS LINHAS DE EXTRUSÃO

O valor previsto para a perda de carga na fieira, considerando-se apenas o polímero B escoando através dela e problema isotérmico é igual a 31,3 bar (vide a figura 5.3.4).

As perdas de cargas no “feedblock” no caso isotérmico foram iguais a:

$$\Delta p_{\text{linha A}} = 8,2 \text{ bar}, \quad \Delta p_{\text{linha B}} = 1,7 \text{ bar} \quad \text{e} \quad \Delta p_{\text{linha C}} = 8,6 \text{ bar}.$$

Portanto, as perdas de carga totais calculadas para cada linha foram:

$$\Delta p_{\text{linha A}} = 39,5 \text{ bar ,}$$

$$\Delta p_{\text{linha B}} = 33,0 \text{ bar ,}$$

$$\Delta p_{\text{linha C}} = 39,9 \text{ bar .}$$

Os valores medidos das pressões das linhas de extrusão antes do “feedblock” foram:

$$\Delta p_{\text{linha A}} \cong 40 \text{ bar ,}$$

$$\Delta p_{\text{linha B}} \cong 30\text{-}35 \text{ bar ,}$$

$$\Delta p_{\text{linha C}} \cong 40\text{-}45 \text{ bar .}$$

O desvio dos valores calculados em relação aos valores medidos foi sempre inferior a 15%, portanto, podemos considerar que a concordância entre o modelo e a realidade foi relativamente boa.

6.2 PRESENÇA DE DEFEITOS DE INSTABILIDADES INTERFACIAIS

Podemos fazer uma estimativa da estabilidade do sistema de coextrusão ABAC utilizando-se os resultados da teoria da análise linear da estabilidade, através da aplicação da equação 2.3.1. Considerando-se que os polímeros A e B têm escoamentos muito semelhantes, simplificamos a coextrusão ABAC para um sistema BC, porém, em que a vazão da camada B é igual a soma das vazões das linhas A e B (vide o capítulo 5.1.1.1). Então, a partir da equação 2.3.1 obtemos:

$$e_{\text{CRIT}} = \frac{e_{\text{A+B}}}{e_{\text{C}}} = \sqrt{\frac{\eta_{\text{B}}}{\eta_{\text{C}}}} = \sqrt{\frac{130\text{Pa.s}}{330\text{Pa.s}}} \cong 0,63 .$$

A partir do resultado obtido via simulação numérica do sistema BC, conforme a equação 5.1.1.2, temos:

$$\frac{e_{\text{A+B}}}{e_{\text{C}}} \cong 5,4 .$$

Portanto, a razão de espessuras das camadas é muito superior ao valor crítico e conseqüentemente deveríamos observar a presença de defeitos no filme decorrentes do fenômeno de instabilidades interfaciais. Entretanto, isto não acontece. Encontramos duas explicações possíveis:

- os polímeros A, B e C são totalmente compatíveis; conforme discutido no capítulo 2.3, a compatibilidade entre os polímeros de camadas adjacentes tem um efeito estabilizador muito acentuado;

- a análise segundo a equação 2.3.1 é estritamente válida para escoamentos bicomponentes (não se dispõe de equações equivalentes para sistemas com maior número de camadas).

Porém, durante certas campanhas de produção, nas quais a espessura da janela de entrada da camada C era diminuída de 3,175 mm para 1,27 mm, verificava-se a presença de defeitos de instabilidades interfaciais. Estes defeitos apresentavam o aspecto característico tipo parabólico.

A teoria da análise linear das instabilidades interfaciais (vide o capítulo 2.3) é incapaz de explicar os fatos observados, pois, a mudança da espessura da janela de introdução da camada C não afeta a relação de espessuras das camadas no escoamento totalmente desenvolvido.

Na verdade, a teoria tradicional para a ocorrência das instabilidades interfaciais é baseada na análise da propagação de perturbações infinitesimais no escoamento completamente desenvolvido, sem levar em conta os fenômenos que ocorrem durante a formação da interface.

Porém, a análise do mesmo problema de acordo com a abordagem que realizamos no capítulo 5.1 revela diferenças no escoamento em desenvolvimento, que podem explicar porque apareciam instabilidades interfaciais no sistema de coextrusão em que a espessura da janela era menor.

De fato, ao se reduzir a espessura da janela de entrada da camada C, a sua velocidade média de entrada sobe de 8,1cm/s para 24,3cm/s, porém, a velocidade média de entrada da camada B se mantém constante e igual a 8,7cm/s. No caso da janela ter espessura igual 3,175 mm, o casamento de velocidades é bom e embora a confluência seja feita a 90° e sem alargamento do canal, não ocorrem instabilidades interfaciais. No caso da janela ter espessura igual a 1,27 mm, o casamento das velocidades é muito ruim. De acordo com os resultados do capítulo 5.1 esta diferença das velocidades de introdução das camadas provocam os seguintes efeitos:

- o refluxo da camada C na região de entrada aumenta muito;
- as taxas de deformação alongacional d_{11} e de cisalhamento $\dot{\gamma}$ sobem drasticamente.

Conseqüentemente, são favorecidas as condições que podem causar a ocorrência de instabilidades interfaciais.

Esta concordância entre os resultados calculados e as observações práticas demonstram que a abordagem dada ao problema do desenvolvimento da interface no ponto de coextrusão se constitui numa boa explicação para a ocorrência das instabilidades interfaciais em situações que não são explicadas pela teoria tradicional da análise linear da estabilidade.

A abordagem que sugerimos está de acordo com as investigações mais recentes que relacionam a origem das instabilidades com a existência de descontinuidades muito acentuadas nos campos de tensões (devido às taxas de deformações alongacionais) durante o desenvolvimento do escoamento nas regiões de entrada das camadas [57,58].

6.3 ENSAIO DE COEXTRUSÃO COM A CAMADA “A” PRETA

Realizamos um ensaio industrial de coextrusão utilizando um polímero “A” de cor preta para se obter um contraste entre os polímeros que nos permitisse medir as espessuras das camadas no filme final.

A metodologia empregada para realizar o ensaio e as medições das espessuras da camadas está descrita no capítulo 4.2.6. Os valores medidos das espessuras das camadas são apresentados na tabela 6.3.1. Nas figuras 6.3.1 e 6.3.2 apresentamos os resultados das medições na forma de gráficos.

Tabela 6.3.1 Ensaio de coextrusão de filme com a camada A preta: valores medidos das espessuras das camadas.

Posição na largura do filme (cm)	Espessura das camadas (%)			
	A ₁	B	A ₂	C
0	0	100	0	0
1	6	90	4	0
23	12	74	12	2
24	11	71	12	6
85	13	71	12	4
86	13	71	13	3
129	13	70	13	4
130	13	70	13	4
157	12	71	11	6
158	13	70	11	6
176	6	90	4	0
178	7	86	7	0

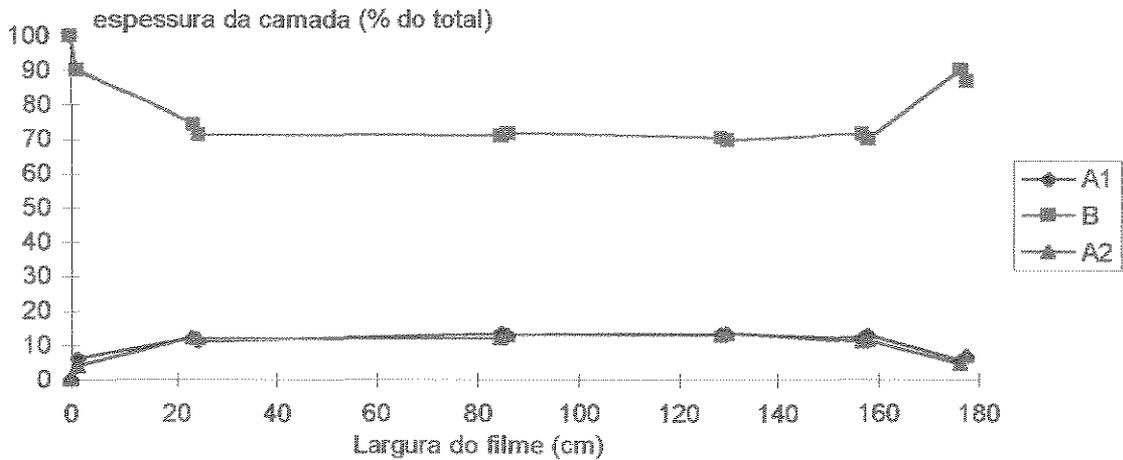


Fig. 6.3.1 Distribuição das espessuras das camadas A_1 , A_2 e B ao longo da largura do filme final.

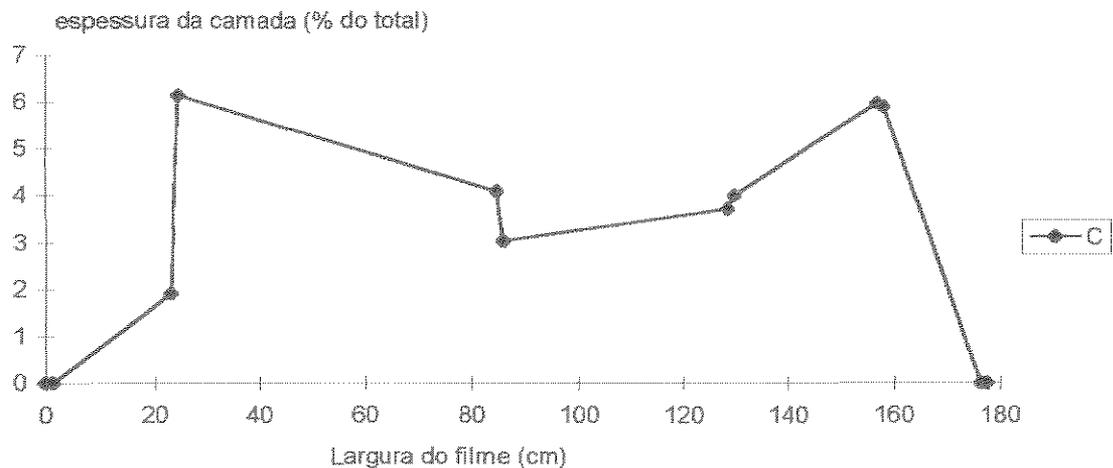


Fig. 6.3.2 Distribuição da espessura da camada C ao longo da largura do filme final.

Os principais resultados das medições são:

- as camadas A_1 , A_2 e B têm espessuras muito regulares ao longo da largura do filme, à exceção das bordas laterais;

- as espessuras das camadas A_1 e A_2 é cerca de 50% menor numa pequena faixa de aproximadamente 20 cm em cada uma das laterais do filme;

- o encapsulamento total da camada A pela camada B ocorre apenas numa faixa muito pequena, de aproximadamente 5 cm nas bordas do filme (largura total do filme $\cong 2$ m), porém, há o encapsulamento total da camada C (pela camada B) numa faixa da ordem de 20 cm em ambas as bordas do filme;

- todas as interfaces entre as camadas são extremamente lisas, portanto, não há a ocorrência de instabilidades interfaciais;

- no centro do filme as espessuras das camadas A_1 , A_2 e B são bastante regulares: variações da espessura das camadas A_1 e $A_2 < 11\%$ e variações da espessura da camada B $< 4\%$;

- a camada C apresenta distribuição de espessura bastante irregular ao longo da largura do filme (variações $> 100\%$).

Estes fatos mereceram os seguintes comentários.

i. A distribuição regular das espessuras das camadas A e B é consequência da diferença muito pequena das suas viscosidades (o que não favorece o encapsulamento viscoso e faz com que os volumes ocupados por estas camadas sejam quase proporcionais as suas vazões) e porque as vazões destas camadas são elevadas.

A distribuição irregular da camada C decorre do fato de sofrer um “inchamento” muito acentuado dentro do “feedblock” (o volume ocupado pela camada C é muito maior que a proporção de sua vazão em relação ao total).

Deste modo, as diferenças de pressão na direção transversal ao escoamento (causadas por flutuações inerentes ao processo de extrusão) resultam em variações importantes da sua espessura.

A distribuição irregular da espessura da camada C e a distribuição regular das camadas A_1 , A_2 e B estão de acordo com os resultados previstos nas discussões do capítulo 5.1.1.1 (vide o item v) e 5.2 (vide os itens viii, xi e xii).

ii. Como a diferença entre as viscosidades das camadas A_1 , A_2 e B é pequena, no capítulo 5.2 concluímos que a interface entre estas camadas não deve sofrer distorções severas durante o escoamento dentro do “feedblock”. O pequeno encapsulamento observado nas bordas do filme muito provavelmente é originado dentro da fieira, onde o fluxo é extremamente complexo.

Estas medições mostram que a validade da análise bidimensional do escoamento não sofreu prejuízos importantes devido ao fenômeno de encapsulamento de camadas, pois este é pouco intenso no filme final.

6.4 MEDIÇÃO DA VELOCIDADE DE EXTRUSÃO NOS LÁBIOS DA FIEIRA

Os resultados das simulações indicaram uma diferença de aproximadamente 15% entre as velocidades de extrusão nas bordas e no centro da fieira, quando os lábios estão paralelos com uma abertura igual a 2,4 mm.

A velocidade de extrusão do polímero nos lábios da fieira pode ser diretamente medida utilizando-se técnicas de velocimetria laser, porém, não dispunhamos de meios para fazê-la. Realizamos uma medição indireta da

velocidade de extrusão nos lábios, através da medição da espessura do filme ao longo de sua largura.

As medições foram realizadas numa feira cujos lábios estão paralelos para uma abertura uniforme e igual a 2,4 mm. Mas, durante o ensaio a abertura dos lábios foi uniforme e igual a 1,8mm. Porém, isto não prejudica a comparação, pois, a deflexão mecânica dos lábios da feira afeta apenas uma pequena extensão do comprimento total da fenda.

A diferença entre as espessuras no centro do filme e nas laterais foi cerca de 18% [88]. Portanto, pode-se afirmar que a vazão de extrusão nas bordas da feira foi 18% inferior à velocidade de extrusão pelo centro.

O desvio entre o valor calculado da diferença entre as velocidades de extrusão nas bordas e no centro da feira e a diferença medida é cerca de 20%. A concordância é razoável se considerarmos que o modelo limitou-se a análise do escoamento de um único fluido através da feira.

7. CONCLUSÕES E SUGESTÕES DE MELHORIAS

Neste trabalho investigamos a influência das regiões de entrada (escoamentos em desenvolvimento) na ocorrência das instabilidades interfaciais no escoamento em regime permanente. Esta abordagem fornece informações importantes, que não são obtidas a partir da teoria tradicional da análise linear da estabilidade realizada em escoamentos em regime transiente, porém, totalmente desenvolvidos.

As entradas das camadas laterais em ângulos iguais a 90° e sem o alargamento da seção transversal do canal principal da caixa de coextrusão é uma geometria desfavorável à suavidade e à estabilidade da coextrusão, porque há a formação de regiões de refluxo (a camada entrando perpendicularmente não tem um sentido preferencial de escoamento) e ocorrem picos muito acentuados das tensões viscosas e elongacionais (a camada sendo adicionada ao sistema “empurra” excessivamente as outras).

A geometria ideal do “feedblock” são entradas com alargamento da seção transversal do canal. O casamento apropriado das velocidades de entrada de cada camada é um parâmetro mais importante quanto à estabilidade e suavidade do desenvolvimento da interface que a razão de viscosidades entre elas.

A distribuição dos tempos de residência das camadas na caixa de coextrusão é inadequada ao processo industrial. O polímero C (o mais termossensível) permanece mais tempo dentro do “feedblock” que as outras camadas e conseqüentemente está mais sujeito à degradação térmica.

Devido ao polímero C ser o mais viscoso, ter um caráter pseudoplástico mais acentuado que os polímeros A e B, estar em contato com as paredes, ocupar um volume muito superior à proporção da sua vazão em relação à vazão total e

ser o de menor vazão mássica, a camada C tende a apresentar irregularidades de espessura acentuadas. Pelos mesmos motivos, os efeitos das variações dos parâmetros de processo se manifestam de maneira mais intensa na camada C.

A caixa de coextrusão pode ser vista como um sistema isotérmico, i. e., as parcelas de calor de dissipação viscosa e de condução térmica são muito pequenas, de modo que os polímeros não sofrem alterações significativas da temperatura durante o escoamento dentro dela.

O benefício proporcionado por uma fieira parabólica para melhorar a uniformidade da vazão de extrusão, comparada a uma fieira linear tradicional, não é significativo. O perfil parabólico do comprimento da fenda e a variação linear do canal de distribuição não são uma boa aproximação para o projeto ótimo de uma fieira.

A concordância entre os dados medidos na planta industrial e o modelo numérico foi boa. Então, a modelagem e simulação numérica se mostrou uma ferramenta bastante útil na compreensão do processo de coextrusão.

Como contribuição científica inovadora, ressaltamos que a coextrusão em grandes ângulos e o cálculo de uma fieira de perfil parabólico são problemas para os quais não encontramos referências anteriores na literatura. Acreditamos também que este tenha sido o primeiro estudo realizado no país de um problema de coextrusão em processos de fabricação de filmes planos.

Como contribuição de interesse industrial, mostramos que nos processos de coextrusão há muitos fenômenos de escoamentos novos e que as variáveis pressões e temperaturas das linhas são inter-relacionadas. Portanto, o controle mais rigoroso das variáveis do processo industrial é importante para garantir a qualidade do produto final e a marcha estável do processo de produção.

Quanto ao sistema de coextrusão particular analisado, seguem abaixo algumas sugestões de melhorias.

A modificação da geometria da caixa de coextrusão atual, de acordo com os critérios estabelecidos neste trabalho, deve levar a obtenção de um processo mais estável e filmes com melhor regularidade de espessura das camadas A_1 , A_2 e B.

Porém, a camada C é mais problemática. Devido aos fatores expostos anteriormente, não é provável que se possa melhorar a regularidade da espessura desta camada utilizando-se um sistema do tipo “feedback” + fieira tradicional.

Neste caso, a sugestão é a instalação de um sistema do tipo fieira multicanais para fazer a extrusão desta camada. Como os polímeros A e B têm propriedades muito semelhantes, para reduzir os custos e simplificar a fieira multicanais e a sua operação, pode-se utilizar um sistema tipo “feedback” para fazer a coextrusão ABA e em seguida proceder-se a coextrusão (ABA)C por meio da fieira multicanais.

8. SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS

Este trabalho evidenciou a importância das componentes elongacionais do escoamento na coextrusão. Portanto, o uso de modelos reológicos viscoelásticos que produzam previsões mais realistas da viscosidade elongacional dos fluidos, p. ex., o modelo de Phan-Thien e Tanner, deve trazer contribuições adicionais importantes na compreensão do processo de formação das interfaces entre as camadas.

Outra extensão deste trabalho é a realização das simulações dos problemas de desenvolvimento das interfaces em regime transiente. Através da introdução de perturbações transitórias no processo, p. ex., perturbações senoidais da vazão das camadas, pode-se estudar a ocorrência das instabilidades interfaciais no escoamento em desenvolvimento.

Como a simulação de escoamentos em regime transiente são problemas muito difíceis de se tratar numericamente, sugerimos que os primeiros trabalhos sejam feitos usando-se modelos reológicos do tipo newtoniano generalizados.

A realização de simulações tridimensionais do escoamento na caixa de coextrusão deve permitir a análise do problema de encapsulamento das camadas.

Se o “feedblock” pode ser visto como um sistema isotérmico, tal não ocorre com a fieira, cuja performance é extremamente sensível às variações da temperaturas das linhas, das propriedades térmicas do polímero e do sistema de controle de temperatura das suas paredes metálicas [52]. A realização de simulações não-isotérmicas é fundamental para se fazer uma análise do escoamento na fieira mais representativa do processo real.

Porém, todas estas extensões sugeridas para a continuidade do trabalho se constituem em problemas computacionalmente muito mais “caros” que os

resolvidos nesta tese. Portanto, para se dar continuidade às sugestões propostas, é necessário utilizar uma estação de trabalho com memória e rapidez de execução muito maiores.

APÊNDICE 1: INTRODUÇÃO AO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

A1.1 REPRESENTAÇÃO EM ELEMENTOS FINITOS

Consideremos, por exemplo, o seguinte problema de valores de contorno em uma única dimensão:

$$F(u) = f(x, u, u'), \quad x \in \Omega / x_0 \leq x \leq x_N, \quad (\text{A1.1.1})$$

$$u(x_0) = u_0, \quad u(x_N) = u_N,$$

em que F é um operador diferencial.

Nosso objetivo é definir uma aproximação \tilde{u} para a função incógnita u .

Inicialmente subdivide-se o domínio Ω em sub-domínios Ω_i não-sobrepostos, tais que:

$$\sum_{i=1}^N \Omega_i = \Omega, \quad \Omega_i = \{x / x_{i-1} \leq x \leq x_i\}. \quad (\text{A1.1.2})$$

Sobre o elemento Ω_i identificam-se os **nós**, os quais podem ser os extremos do elemento ou os extremos e alguns pontos intermediários. A aproximação \tilde{u} será expressa por meio dos seus **valores nodais**, os quais podem ser os valores da função u ou de suas derivadas u' , u'' , ... calculados nos nós.

Para facilitar a notação, faz-se um mapeamento de cada elemento Ω_i e cria-se um elemento parente ω_i correspondente, $\omega_i = \{\xi / -1 \leq \xi \leq 1\}$.

As coordenadas $\xi \in \omega_i$ e $x \in \Omega_i$ são correlacionadas pelas equações:

$$\xi = (2x - x_{i-1} - x_i) / (x_i - x_{i-1}), \quad (\text{A1.1.3})$$

$$x = \xi(x_i - x_{i-1}) / 2 + (x_i + x_{i-1}) / 2. \quad (\text{A1.1.4})$$

Sobre cada elemento parente deseja-se montar uma base de polinômios que assumam os valores nodais num nó e sejam nulos nos outros nós. Denominamos estes polinômios de **funções de forma** (“shape functions”).

Por exemplo, para se definir uma aproximação de ordem zero sobre o elemento w_i , a função de forma κ é:

$$\kappa = 1, \quad -1 \leq \xi \leq 1. \quad (\text{A1.1.5})$$

Esta aproximação é referida como P^0C^{-1} . Nesta notação nos referimos simultaneamente ao grau do polinômio de interpolação e ao grau de continuidade da aproximação (entre elementos adjacentes). Uma aproximação é C^k contínua quando a sua derivada de ordem k é contínua e a sua derivada de ordem $(k+1)$ é contínua por partes.

Pode-se formar uma aproximação linear, p. ex., com dois polinômios, que assumem valor unitário num extremo do intervalo e valor nulo no outro extremo.

$$\phi_1 = (1 - \xi) / 2, \quad \phi_2 = (1 + \xi) / 2, \quad -1 \leq \xi \leq 1. \quad (\text{A1.1.6})$$

Esta aproximação tem características P^1C^0 .

Podemos usar polinômios de Lagrange de Lagrange de 2º grau e definir uma aproximação do tipo P^2C^0 . Neste caso, os nós correspondem a $\xi = -1, 0$ e 1 : os dois extremos e o ponto médio do intervalo. Cada polinômio assume valor unitário num dos nós e valores nulos nos restantes.

$$\begin{aligned} \varphi_1 &= \xi(\xi - 1) / 2, & \varphi_2 &= 1 - \xi^2, & \varphi_3 &= \xi(\xi + 1) / 2, \\ -1 &\leq \xi \leq 1. \end{aligned} \quad (\text{A1.1.7})$$

Uma aproximação contínua e cuja derivada de 1ª ordem também seja contínua entre os intervalos pode ser definida usando-se polinômios cúbicos de Hermite. Definem-se 4 valores nodais que correspondem ao valor da função e da de sua derivada nos extremos do elemento parente. Para cada função de forma χ_i , um dos valores nodais assume a unidade e os outros valores nodais são nulos.

$$\begin{aligned}
 \chi_1 &= (2 - 3\xi + \xi^3) / 4, & \chi_2 &= (2 + 3\xi - \xi^3) / 4, \\
 \chi_3 &= (1 + \xi)(1 - \xi)^2 / 4, & \chi_4 &= -(1 - \xi)(1 + \xi)^2 / 4, \\
 -1 &\leq \xi \leq 1.
 \end{aligned}
 \tag{A1.1.8}$$

Esta aproximação é do tipo P^3C^1 .

O significado destas funções de forma pode ser claramente percebido nas figuras abaixo:

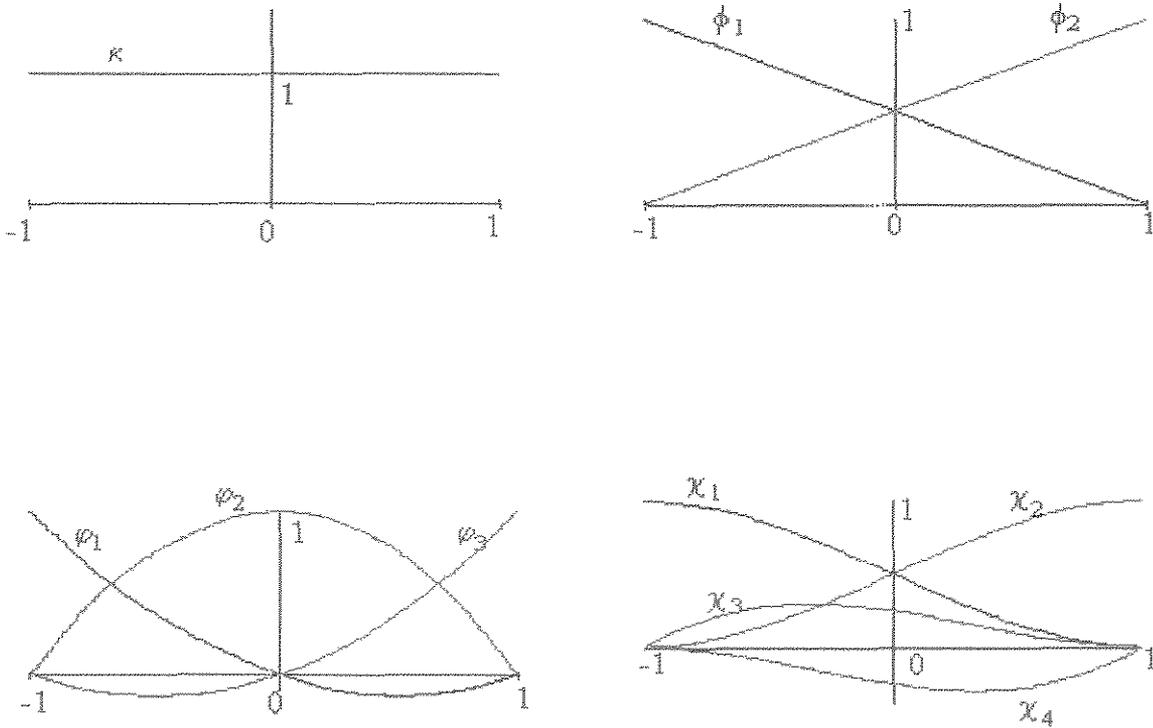


Fig. A1.1.1 Gráficos das funções de forma no elemento parente [76].

Estabelecer uma aproximação \tilde{u} sobre o domínio Ω consiste simplesmente em definir uma combinação linear das funções de forma sobre os valores nodais

da função u . Por exemplo, sejam u_{i-1} e u_i os valores de u nos extremos de Ω_i , então, escrevemos uma aproximação do tipo P^1C^0 , fazendo-se:

$$\tilde{u} = u_{i-1}\phi_1[\xi(x)] + u_i\phi_2[\xi(x)] , \quad x \in \Omega_i . \quad (A1.1.9)$$

Semelhantemente, uma aproximação do tipo P^2C^0 é obtida por:

$$\tilde{u} = u_{i-1}\phi_1[\xi(x)] + u_{i-1/2}\phi_2[\xi(x)] + u_i\phi_3[\xi(x)] , \quad x \in \Omega_i , \quad (A1.1.10)$$

em que

$$u_{i-1/2} = u((x_{i-1} + x_i) / 2) . \quad (A1.1.11)$$

Para se obter uma aproximação do tipo P^3C^1 , selecionam-se os valores nodais u_i , u_{i-1} , u'_i e u'_{i-1} e escreve-se:

$$\tilde{u} = u_{i-1}\chi_1[\xi(x)] + u_i\chi_2[\xi(x)] + \{u'_{i-1}\chi_3[\xi(x)] + u'_i\chi_4[\xi(x)]\}(x_i - x_{i-1}) / 2 . \quad (A1.1.12)$$

Até o momento, geramos a função aproximação sobre um único elemento.

A função de aproximação sobre o domínio completo Ω é obtida por meio de uma **funções de forma globais** N_i (“global shape functions”), p. ex., se desejamos fazer uma interpolação linear, resulta:

$$\begin{aligned} x \notin \Omega_i \cup \Omega_{i+1} , & \quad N_i = 0 , \\ x \in \Omega_i , & \quad N_i = \phi_2[\xi(x)] , \\ x \in \Omega_{i+1} , & \quad N_i = \phi_1[\xi(x)] . \end{aligned} \quad (A1.1.13)$$

Logo, a aproximação para \tilde{u} é:

$$\tilde{u} = \sum_1^N U_i N_i , \quad (A1.1.14)$$

no qual U_i são os valores nodais.

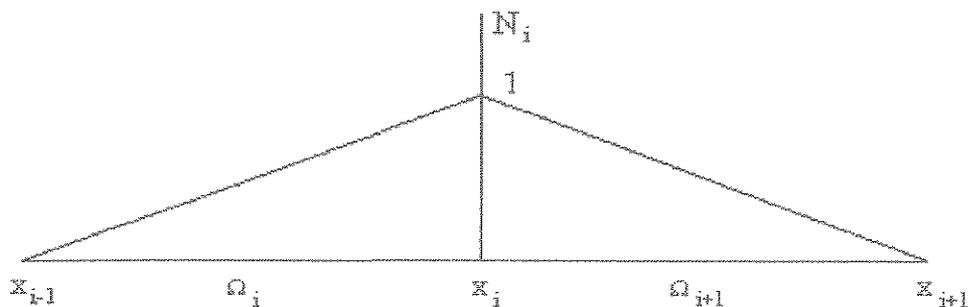


Fig. A1.1.2 Funções de forma globais N_i associadas ao i -ésimo nó da malha global [76].

A1.2 O MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

Até o momento, demonstramos como uma dada função u pode ser aproximada por uma função \tilde{u} contendo um número finito de parâmetros. Porém, não conhecemos a função u a priori (pois, u é a solução que queremos encontrar para o problema proposto).

O ponto chave para o sucesso do FEM está em selecionar uma aproximação que seja compatível com as equações a serem resolvidas e no método de cálculo dos valores nodais.

Uma das originalidades do FEM é que o método se baseia numa formulação integral do problema. Em alguns sistemas de equações esta formulação integral pode ser obtida com o auxílio do cálculo variacional.

Num sistema físico conservativo, o princípio da ação de Hamilton postula que a solução exata da equação diferencial que expressa o seu comportamento é tal que, um funcional integral J é minimizado. No caso de um problema unidimensional a uma variável, este funcional J é:

$$J = \int_{\Omega} L(x, u, u') dx, \quad x \in \Omega. \quad (\text{A1.2.1})$$

O funcional diferencial de Lagrange $L(x, u, u')$ é uma característica do sistema físico, que, em geral, é construído pela diferença de dois termos de energia: um termo W_c de energia tipo cinética (o qual é função quadrática de u') e um termo W_p de energia tipo potencial (o qual é função de u), i.e.,

$$L(x, u, u') = W_c(u'^2) - W_p(u) . \quad (A1.2.2)$$

Pode-se demonstrar que o mesmo problema expresso pelo funcional J numa formulação integral, resultaria na seguinte formulação diferencial [89]:

$$\frac{\partial L}{\partial u} - \frac{d}{dx} \left(\frac{\partial L}{\partial u'} \right) = 0 . \quad (A1.2.3)$$

No sentido inverso, podemos dizer que resolver a equação diferencial acima é o mesmo que minimizar o funcional J .

Como não se consegue determinar a solução exata u , deseja-se calcular uma solução aproximada \tilde{u} contendo um número finito de parâmetros, nos moldes estabelecidos anteriormente. Neste caso, a melhor solução aproximada é aquela que minimiza o seguinte funcional \tilde{J} :

$$\tilde{J} = \int_{\Omega} L(x, \tilde{u}, \tilde{u}') dx = \int_{\Omega} L \left(x, \sum_1^N U_i N_i, \sum_1^N U_i N_i' \right) dx . \quad (A1.2.4)$$

Ora, a condição necessária de minimização deste funcional, exige simplesmente que se verifiquem as seguintes condições:

$$\frac{\partial \tilde{J}}{\partial u_i} = 0 , \quad i = 1, 2, \dots, N . \quad (A1.2.5)$$

Chega-se, pois, um sistema de N equações algébricas com N coeficientes desconhecidos, que são os valores nodais U_1, U_2, \dots, U_N .

Conhecidos os valores nodais U_i , está determinada a melhor solução aproximada do problema sobre todo o domínio Ω .

A1.3 O MÉTODO DOS RESÍDUOS PONDERADOS

Na maior parte dos casos, os problemas físicos reais não obedecem um princípio de minimização. Deve-se, pois, definir um método alternativo para calcular a melhor função aproximada \tilde{u} .

A escolha conceitualmente mais simples é o método da colocação. Para explicá-lo, voltemos ao problema unidimensional proposto no capítulo 1 deste apêndice.

Calcula-se a expressão:

$$R[\tilde{u}] = F(x, \tilde{u}, \tilde{u}') - f. \quad (\text{A1.3.1})$$

Verifica-se que $R(\tilde{u})$ é um resíduo que demonstra quão satisfatória é a aproximação. Para calcular-se os valores nodais impõe-se a satisfação da equação diferencial num conjunto de pontos z_i em número igual ao número de valores nodais, i. e., $N-2$, quando u é conhecida nas fronteiras:

$$R[\tilde{u}(z_i)] = 0, \quad 1 \leq i \leq N-2. \quad (\text{A1.3.2})$$

Embora o método da colocação seja simples, é óbvio que requer malhas muito refinadas e elementos com funções de forma com muitos graus de liberdade, pois, caso contrário, a solução aproximada satisfaria as equações do problema apenas nos nós, sofrendo desvios espúrios fora deles. Isto porque as funções de forma simples (lineares ou quadráticas) são muito regulares e portanto, incapazes de representar os gradientes acentuados existentes nas respostas de problemas físicos reais.

Uma abordagem diferente consiste no método dos resíduos ponderados. Este método fundamenta-se num teorema algébrico pelo qual se prova que num

espaço n-dimensional somente o vetor nulo é ortogonal a todos os demais vetores [89].

Num espaço uni-dimensional define-se que duas funções g e h quaisquer são ortogonais num domínio Ω deste espaço, se e somente se,

$$\int_{\Omega} g \cdot h dx = 0 . \quad (A1.3.3)$$

Logo, o problema inicial pode ser reescrito na seguinte formulação integral:

$$\int_{\Omega} \Phi \cdot (F(x, u, u') - f) d\Omega = 0 . \quad (A1.3.4)$$

Ou seja, procura-se um conjunto infinito de funções Φ que satisfaçam a condição de ortogonalidade em relação ao vetor resíduo $R = \{F(x, u, u') - f\}$. Pelo teorema acima, isto é possível somente se o vetor R for o próprio vetor nulo. Conseqüentemente, determina-se a solução do problema, expressando-a como uma expansão infinita Φ de funções.

Como desejamos estabelecer uma solução contendo um número finito de parâmetros, a solução será sempre aproximada. Porém, conseguimos recuperar uma formulação integral para o problema e com a vantagem adicional que é válida para qualquer problema físico, independentemente de obedecer a um princípio de minimização ou não.

Este é o denominado Método dos Resíduos Ponderados, que recebe este nome porque as funções Φ podem ser vistas como pesos de ponderação do resíduo R .

Na formulação anterior, substituindo-se a solução exata u pela função aproximação \tilde{u} , obtemos a denominada **formulação fraca** do problema:

$$\int_{\Omega} \Phi \cdot R(\tilde{u}) dx = \int_{\Omega} \Phi \cdot (F(x, u, u') - f) dx = 0 , \quad (A1.3.5)$$

$$\therefore \sum_{i=1}^N \Phi_i \left(F \left(x, \sum_{i=1}^N U_i N_i, \sum_{i=1}^N U_i N_i \right) - f \right) dx = 0 . \quad (\text{A1.3.6})$$

Obtém-se, então, um sistema de N equações algébricas, cuja a solução são os valores nodais U_j , que definem a solução aproximada que se busca. Este é o denominado **Método dos Elementos Finitos**.

Existem diferentes variantes do método no que se refere à escolha das funções de ponderação Φ_i . A mais conhecida e utilizada é o Método dos Elementos Finitos de Galerkin, aqui abreviado por GFEM (mesma abreviatura da língua inglesa), no qual, escolhem-se como funções de ponderação as mesmas funções de forma globais N_i .

Duas razões justificam a escolha das funções N_i como funções de ponderação:

- se o problema físico pode ser elaborado em termos de um princípio de minimização, demonstra-se que as soluções aproximadas obtidas a partir da formulação variacional e pelo GFEM são idênticas;

- se o problema é linear (i. e., o operador diferencial F é linear), o funcional obtido é quadrático e o sistema de equações algébricas final é linear, o que facilita a convergência do método.

A1.4 PROBLEMAS EM DUAS E TRÊS DIMENSÕES

As idéias básicas do método dos elementos finitos aplicados em problemas uni ou bidimensionais e problemas tridimensionais restritos a campos escalares ou campos vetoriais irrotacionais [89] são as mesmas, i. e.:

- elaboração de uma formulação de resíduos ponderados das equações diferenciais do problema;
- subdivisão do domínio em elementos finitos;

- seleção de funções de forma, tais que, satisfaçam os critérios de continuidade entre elementos, imposto pela formulação integral das equações do problema;

- associação de nós e valores nodais aos elementos finitos;

- obtenção do sistema de equações algébricas em termos dos valores nodais.

A principal diferença entre os problemas uni, bi e tri-dimensionais reside na natureza dos elementos finitos usados para aproximar a solução.

Vamos fazer um breve exame dos principais tipos de elementos aplicados na resolução de problemas de escoamentos laminares de fluidos incompressíveis.

Para descrever os elementos, consideramos que as coordenadas (x, y, z) de um ponto num elemento finito Ω_i tem coordenadas correspondentes (ξ, η, λ) no elemento parente ω_i .

A1.4.1 ELEMENTOS BIDIMENSIONAIS TRIANGULARES

São muito utilizados devido à facilidade com que se pode implementar um programas de malhagem automática do domínio.

A1.4.1.1 Elementos triangulares de 1ª ordem

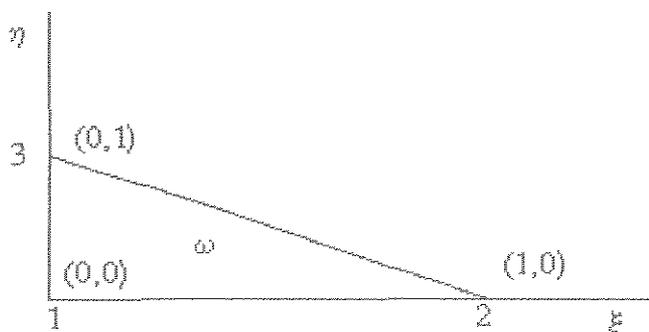


Fig. A1.4.1.1.1 Elemento triangular para uma aproximação P^1C^0 [76].

Constituem-se numa aproximação do tipo P^1C^0 . Os nós correspondem aos vértices do elemento. São definidos pelas seguintes funções de forma:

$$\phi_1 = 1 - \xi - \eta, \quad \phi_2 = \xi, \quad \phi_3 = \eta. \quad (\text{A1.4.1.1.1})$$

Demonstra-se [89] que o erro do cálculo neste elemento pode ser majorado por um termo proporcional a l/θ , em que l é o comprimento da maior aresta e θ é o maior ângulo interno. Portanto, uma regra heurística para formar a malha consiste em evitar triângulos com ângulos muito abertos ou muito obtusos, o que implicaria em erros de cálculo grosseiros.

A1.4.1.2 Elementos triangulares quadráticos de Lagrange

Os nós são localizados nos vértices e no ponto médio das arestas do elemento. São elementos do tipo P^2C^0 , i. e., apresentam a mesma característica de continuidade da aproximação que o elemento anterior com a vantagem adicional de possuírem mais graus de liberdade, que conduzem a uma boa precisão de cálculo mesmo em malhas pouco refinadas.

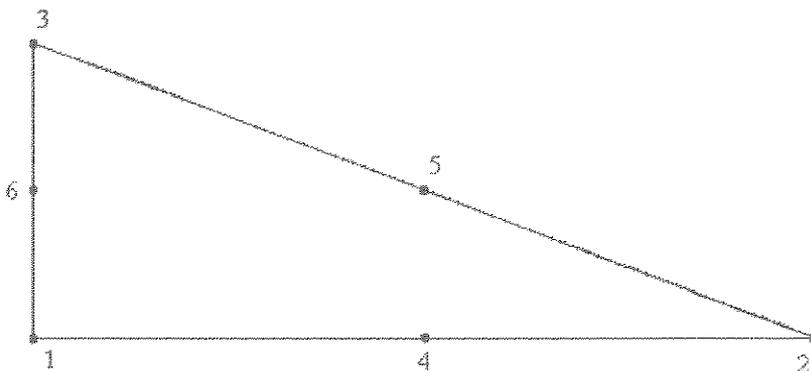


Fig. A1.4.1.2.1 Elemento triangular de Lagrange para interpolação quadrática [76].

As funções de forma deste elemento são:

$$\begin{aligned} \varphi_1 &= 1 - 3(\xi + \eta) + 2(\xi + \eta)^2, & \varphi_2 &= \xi(2\xi - 1), & \varphi_3 &= \eta(2\eta - 1), \\ \varphi_4 &= 4\xi(1 - \xi - \eta), & \varphi_5 &= 4\xi\eta, & \varphi_6 &= 4\eta(1 - \xi - \eta). \end{aligned}$$

(A1.4.1.2.1)

Há outros elementos triangulares mais elaborados, como, p. ex., os elementos de Hermite, que garantem a continuidade da aproximação e das suas derivadas de 1ª e 2ª ordem (18 graus de liberdade, aproximação do tipo P^5C^2). Entretanto, não são utilizados no cálculo de escoamentos porque consomem muita memória do computador.

A1.4.2 ELEMENTOS BIDIMENSIONAIS QUADRANGULARES

Estes tipos de elementos são muito utilizados no estudo de escoamentos, pois permitem gerar facilmente aproximações com propriedades particulares e malhagem mais refinada numa direção preferencial.

A1.4.2.1 Elemento quadrangular bilinear

Considere o elemento definido pelas seguintes funções de forma:

$$\begin{aligned} \phi_1 &= (1 + \xi)(1 + \eta) / 4, & \phi_2 &= (1 - \xi)(1 + \eta) / 4, \\ \phi_3 &= (1 - \xi)(1 - \eta) / 4, & \phi_4 &= (1 + \xi)(1 - \eta) / 4. \end{aligned}$$

(A1.4.2.1.1)

As funções de forma assumem o valor unitário num dos nós e valor nulo nos outros. Entre dois nós de uma aresta, a interpolação é linear. Portanto, esta constitui-se numa aproximação do tipo P^1C^0 . E ainda, é fácil demonstrar que qualquer polinômio do 1º grau pode ser formado pela combinação linear das funções ϕ_i [76].

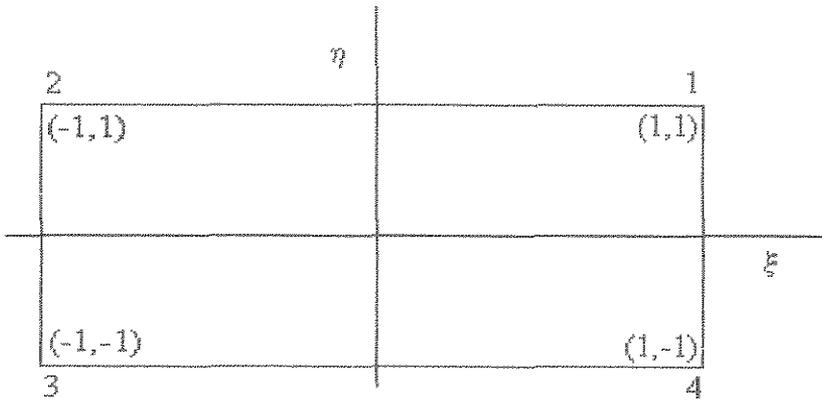


Fig. A1.4.2.1.1 Elemento retangular de Lagrange para interpolação bilinear [76].

A1.4.2.2 Elementos quadrangulares biquadráticos

A geração de funções de forma bidimensionais por meio do produto de funções unidimensionais, como foi feito no elemento bilinear anterior, é uma característica própria dos elementos de Lagrange.

Através do produto de polinômios de Lagrange de 2º grau (os mesmos que usamos para definir o elemento P^2C^0 unidimensional na equação A1.1.7), forma-se o elemento finito biquadrático de 9 nós ilustrado abaixo.

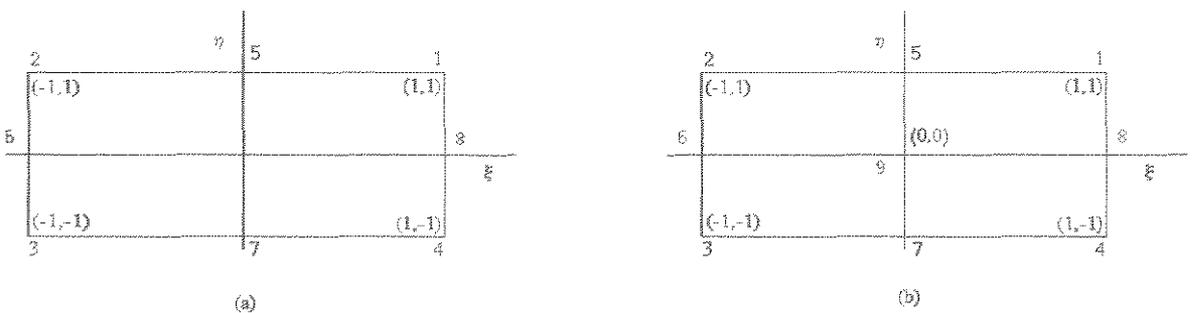


Fig. A1.4.2.2.1 Elementos retangulares para aproximações quadráticas [76]: (a) Elemento tipo Serendip; (b) Elemento de Lagrange.

As funções de forma associadas com cada um dos 9 nós são:

$$\begin{aligned}
 \varphi_1 &= \xi(1+\xi)\eta(1+\eta)/4, & \varphi_2 &= -\xi(1-\xi)\eta(1+\eta)/4, \\
 \varphi_3 &= \xi(1-\xi)\eta(1-\eta)/4, & \varphi_4 &= -\xi(1+\xi)\eta(1-\eta)/4, \\
 \varphi_5 &= (1-\xi^2)\eta(1+\eta)/2, & \varphi_6 &= -\xi(1-\xi)(1-\eta^2)/2, \\
 \varphi_7 &= -(1-\xi^2)\eta(1-\eta)/2, & \varphi_8 &= \xi(1+\xi)(1-\eta^2)/2, \\
 \varphi_9 &= (1-\xi^2)(1-\eta^2). & &
 \end{aligned} \tag{A1.4.2.2.1}$$

Esta a aproximação é do tipo P^2C^0 . Qualquer polinômio de 2º grau pode ser gerado pela combinação linear destas funções de forma; entretanto, elas contêm termos de 3º e 4º grau que são parasitas, pois não é possível formar polinômios cúbicos ou de 4º grau completos.

Outra aproximação do tipo P^2C^0 importante pertence a família dos elementos tipo Serendip, que contém apenas 8 nós (também ilustrado acima). Graças a retirada do nó central, alguns dos termos parasitas de 3º e 4º grau somem, porém, aqueles do tipo $\xi\eta$ e $\xi\eta^2$ permanecem. Todo e qualquer polinômio de 2º grau pode ser formado pela combinação linear das funções de forma.

As funções de forma do elemento quadrangular quadrático Serendip são:

$$\begin{aligned}
 \varphi_1^* &= (1+\xi)(1+\eta)(\xi+\eta-1)/4, & \varphi_5^* &= (1-\xi^2)(1+\eta)/2, \\
 \varphi_2^* &= (1-\xi)(1+\eta)(-\xi+\eta-1)/4, & \varphi_6^* &= (1-\xi)(1-\eta^2)/2, \\
 \varphi_3^* &= (1-\xi)(1-\eta)(-\xi-\eta-1)/4, & \varphi_7^* &= (1-\xi^2)(1-\eta)/2, \\
 \varphi_4^* &= (1+\xi)(1-\eta)(\xi-\eta-1)/4, & \varphi_8^* &= (1+\xi)(1-\eta^2)/2.
 \end{aligned} \tag{A1.4.2.2.2}$$

Comparando-se a performance deles, os elementos Serendip são mais utilizados por consumirem menos memória e tempo de processamento do computador, porém, com os elementos de Lagrange consegue-se atingir convergência de alguns problemas que não convergem com elementos do tipo Serendip.

A1.4.3 ELEMENTOS FINITOS TRIDIMENSIONAIS

A1.4.3.1 Tetraedros de 1ª e 2ª ordem

No elemento de 1ª ordem há 4 nós que correspondem aos vértices do tetraedro. É uma aproximação do tipo P^1C^0 . As funções de forma são:

$$\begin{aligned} \phi_1 &= 1 - \xi - \eta - \lambda, & \phi_2 &= \xi, \\ \phi_3 &= \eta, & \phi_4 &= \lambda. \end{aligned} \quad (A1.4.3.1.1)$$

O elemento de 2ª ordem contém 10 nós: os 4 vértices e os pontos médios das seis arestas do tetraedro. É uma aproximação do tipo P^2C^0 . As funções de forma são:

$$\begin{aligned} \varphi_1 &= (1 - \xi - \eta - \lambda)(1 - 2\xi - 2\eta - 2\lambda), \\ \varphi_2 &= 4\xi(1 - \xi - \eta - \lambda), & \varphi_3 &= -\xi(1 - 2\xi), \\ \varphi_4 &= 4\xi\eta, & \varphi_5 &= -\eta(1 - 2\eta), \\ \varphi_6 &= 4\eta(1 - \xi - \eta - \lambda), & \varphi_7 &= 4\lambda(1 - \xi - \eta - \lambda), \\ \varphi_8 &= 4\xi\lambda, & \varphi_9 &= 4\eta\lambda, & \varphi_{10} &= -\lambda(1 - 2\lambda). \end{aligned} \quad (A1.4.3.1.2)$$

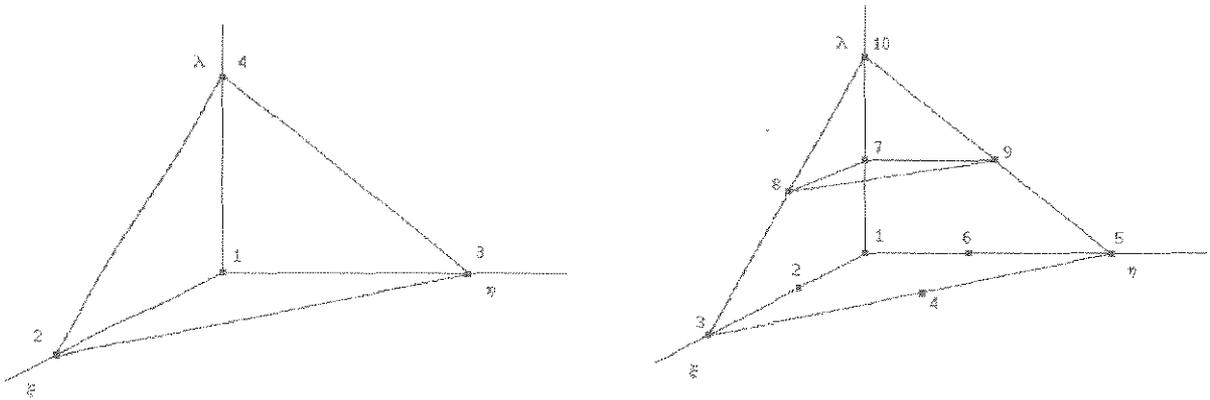


Fig. A1.4.3.1.1 Elementos tetraédricos de 1^a e 2^a ordem [89].

A1.4.3.2 Hexaedros quadráticos

Apresentamos apenas o elemento quadrático tipo Serendip (incompleto, sem o nó central), que é amplamente utilizado na forma isoparamétrica (ver definição no capítulo A1.4.4 a seguir) para representar volumes com superfícies curvilíneas.

Este elemento contém 20 nós que correspondem aos 8 vértices e aos pontos médios das 12 arestas do hexaedro. Consiste de uma aproximação do tipo P^2C^0 . Não representaremos as funções de forma por serem bastante extensas. As definições das funções de forma podem ser encontradas, p. ex., em Sabonnadière e Coulomb, 1986 [89].

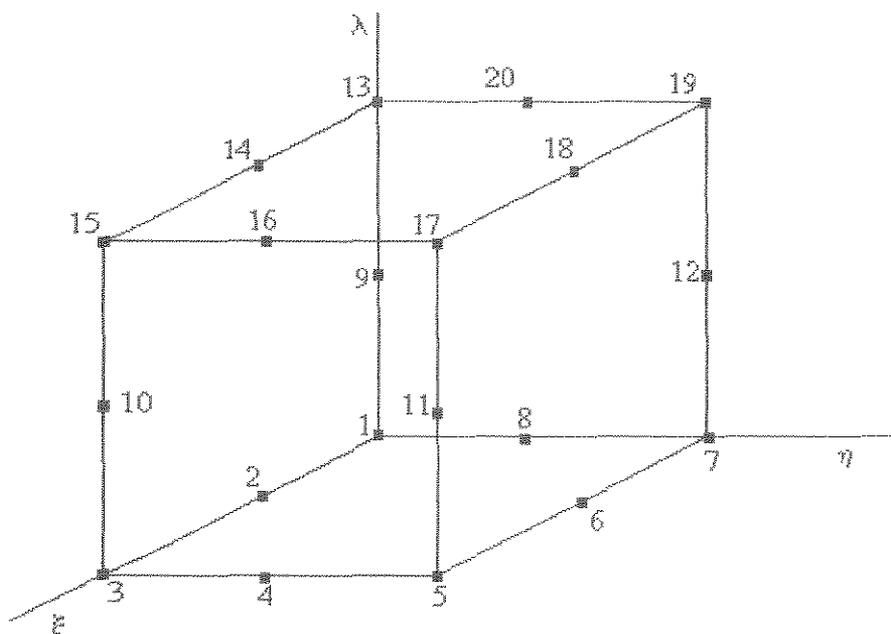


Fig. A1.4.3.2.1 Elementos finitos hexaédricos de 2^a ordem [89].

A1.4.3.3 Prismas quadráticos

Também nos restringimos a apresentar apenas o prisma quadrático tipo Serendip.

Contém 15 nós que correspondem aos 6 vértices e aos pontos médios das 9 arestas. É uma aproximação do tipo P^2C^0 . Este elemento é bastante usado como complementar aos elementos hexaédricos na representação de detalhes geométricos do domínio do problema.

As funções de forma podem ser encontradas em Sabonnadière e Coulomb, 1986 [89].

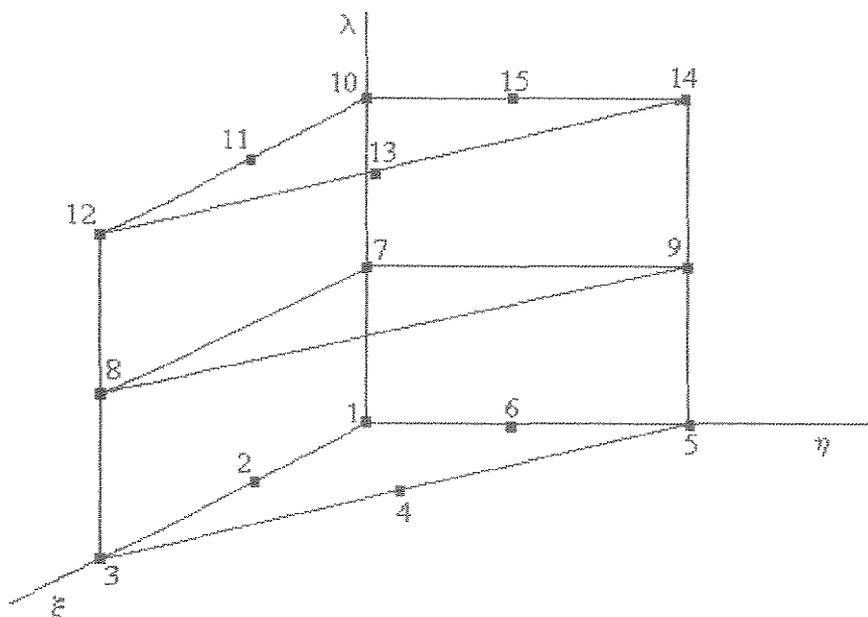


Fig. A1.4.3.3.1 Elementos prismáticos de 2ª ordem [89].

A1.4.4 ELEMENTOS ISOPARAMÉTRICOS

Um elemento finito obtido do elemento parente, de modo que as funções de forma que definem a aproximação também são usadas para definir as suas coordenadas geométricas, é chamado isoparamétrico.

Se a ordem das funções de interpolação usadas para a transformação de coordenadas é menor que a ordem das funções de forma da aproximação da resposta no elemento finito, então, este é denominado sub-paramétrico.

Elementos isoparamétricos obtidos a partir de aproximações quadráticas possuem a grande vantagem de poderem representar fronteiras curvilíneas, pois as arestas do elemento parente transformam-se em segmentos curvilíneos (parabólicos) no elemento finito.

Porém, como a transformação de coordenadas reduz o n° de graus de liberdade do elementos, em geral, em elementos isoparaméticos não é possível representar arbitrariamente qualquer polinômio de 2° grau como uma combinação linear das funções de forma.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. HELMY, H. - *An in-depth look into the design and operation of the coextrusion block* - TAPPI Proceedings, Pol. Lam. Coat. Conference, 537-546, (1989).
2. SOUTHERN, J. H. e BALLMAN, R. L. - *Stratified bicomponent flow of polymer melts in a tube* - Appl. Pol. Sci., **20**, 175-189, (1973).
3. SOUTHERN, J.H. e BALLMAN, R.L. - *Additional observations on stratified bicomponent flow of polymer melts in a tube* - J. Pol. Sci. Pol. Phys. Ed., **13**, 863-869, (1975).
4. HAN, C.D. - *Rheology in Polymer Processing* - Academic Press, New York, (1976).
5. KARAGIANNIS, A. e col. - *Interface determination in multilayer extrusion* - 45th ANTEC, **33**, 106-107, (1987).
6. PETRIE, C.J.S. e DENN, M.M. - *Instabilities in Polymer Processing* - AIChE J., **22** (2), 209-236, (março / 1976).
7. EVERAGE, A. E. - Trans. Soc. Rheol., **17**, 629, (1973).
8. WILSON, G. M. e KHOMAMI, B. - *An experimental investigation of interfacial instabilities in multilayer flow of viscoelastic fluids / I. Incompatible polymer systems* - J. Non-Newt. Fluid Mech., **45**, 355-384, (1992).
9. WILSON, G. M. e KHOMAMI, B. - *An experimental investigation of interfacial instabilities in multilayer flow of viscoelastic fluids / II. Elastic and nonlinear effects in incompatible polymer systems* - J. Rheol., **37** (2), 315-339, (março / abril 1993).
10. WILSON, G. M. e KHOMAMI, B. - *An experimental investigation of interfacial instabilities in multilayer flow of viscoelastic fluids / Compatibles polymers systems* - J. Rheol., **37** (2), 341-354, (março - abril / 1993).

11. WHITE, J.L. e LEE, B.L. - *Theory of interface distortion in stratified two-phase flow* - Trans. Soc. Rheol., **19** (3), 457-479, (1975).
12. LEE, B.L. e WHITE, J.L. - *An experimental study of rheological properties of polymer melts in laminar shear flow and of interface deformation and its mechanisms in two-phase stratified flows* - Trans. Soc. Rheol., **18** (3), 467-492, (1974).
13. HAN, C. e SHETTY, R. - *Studies on multilayer film coextrusion / II. Interfacial instability in flat film coextrusion* - Pol. Eng. Sci., **18** (3), 180-186, (fevereiro / 1978).
14. SCHRENK, W. J. et al - *Interfacial flow instability in multilayer coextrusion* - Pol. Eng. Sci., **18** (8), 620-623, (junho / 1978).
15. KHOMAMI, B. e WILSON, G.M. - *An experimental investigation of interfacial instability in superposed flow of viscoelastic fluids in converging/diverging channel geometry* - J. Non-Newt. Fluid Mech., **58**, 47-65, (1995).
16. BIRD, R. B. - *Dynamics of Polymeric Liquids* - 2^a ed., **1**, John Wiley & Sons, (1987), USA.
17. POLYFLOW S/A. - *User's manual* - Bélgica, (novembro / 1993).
18. OGANDO, J. - *Why not extrusion simulation?* - Plast. Tech., 59-63, (maio / 1993).
19. DELHONEY, P. W. - *Current capabilities and trends in cast film production* - TAPPI Proceedings , Pol. Lam. Coat. Conference, 131-136, (1988).
20. NISSEL, F. - *Coextrusion / An advanced feedback method* - Plast. Rubb. Int., **3** (3), 117-119, (Maio - Junho / 1978).
21. TEBATT, T. - *Coextrusion opens up big new markets for plastics* - Eur. Plast. News Dev., 22-24 e 59, (dezembro / 1974).
22. WILSON, G.M. - *Patente US 5019315* - USA, (maio / 1991).

23. MAINSTONE, K.A. - *An in-depth look at coextrusion dies* - Paper, Film Foil Conv., 49-54, (junho / 1982).
24. BRIGHT, P.F. - *New packaging opportunities with coextruded films* - Int. Plast. Pack. Conference., c4/1-13, (novembro / 1987).
25. KALE, P.S. - *Coextruded PET cast film and sheet for rigid packaging* - Pop. plast., **34**, 31-33, (abril / 1989).
26. GONZALES, J. e NIELSEN, R. - *Coextrusão/Embalagens plásticas em multicamadas* - Embanews, 33-55, (dezembro / 1990).
27. SINO, M.A. - *Filmes ganham mais qualidade* - Plástico Moderno, 6-11, (junho / 1993).
28. IM, J. e SCHRENK, W.J. - *Coextruded microlayer film and sheet* - J. Plast. Film. Sheet, **4**, 104-115, (abril / 1988).
29. FINCH, C. R. - *Updated overview of the coming to life of coextrusion* - SPE Proceedings, Coextrusion Conference, USA, outubro/1989.
30. Editorial - *Coextrusion takes a giant step into the future* - Modern Plast. Int., 14-18, (agosto / 1983).
31. NAITOVE, M.H. - *Co-extrusion* - Plast. Tech., 61-71, (fevereiro / 1977).
32. MITSUBISHI Ltd. - *Catálogo informativo* - Japão, 1994.
33. JOSEPH, D.D. e col. - *Non-uniqueness and stability of the configuration of flow of immiscible fluids with different viscosities* - J. Fluid Mech., **141**, 319-345, 1984.
34. WAUCQUEZ, C. - *Conversas telefônicas com POLYFLOW S.A.* - Campinas, SP, 1996.
35. VLACHOPOULOS, J. - *Contato pessoal* - São Paulo, SP, 1995.
36. TÁKACS, E. e col. - *Interface distortion of two-layer coextrusion flows* - McMaster University, Hamilton, Canada.

37. DOOLEY, J. e HILTON, B.T. - *Coextrusion layer rearrangement in different geometric channels* - 51st ANTEC, 3354-3355, (1993).
38. DIETSCH, L. DOOLEY, J. - *Numerical simulation of viscoelastic polymer flow / Effect of secondary flows on multilayer coextrusion* - 53rd ANTEC, 188-193.012, USA, maio/1995.
39. DOOLEY, J. e HUGHES, K. - *Coextrusion layer thickness variation / Effect of polymer viscoelasticity on layer uniformity* - 53rd ANTEC, 69-74.012, USA, maio/1995.
40. MAVRIDIS, H. e SHROFF, R. - *Computer flow analysis: troubleshoots film coextrusion* - Plast. Tech., 54-57, (fevereiro / 1991).
41. LARSON, R. G. - *Instabilities in viscoelastic flows* - Rheol. Acta, **31** (3), 213-263, (1992).
42. TADMOR, Z. e GOGOS, C. - *Principles of Polymer Processing* - John Wiley & Sons, USA, (1979).
43. YIH, C.S. - *Instability due to viscosity stratification* - J. Fluid. Mech., **27** (2), 337-352, (1967).
44. LI, C. H. - *Stability of two superposed elasticoviscous liquids in plane Couette flow* - The Phys. Fluids, **12** (3), 531-538, (março / 1969).
45. LI, C.H. - *Role of Elasticity on the stability of stratified flow of viscoelastic fluids* - Phys. Fluids, **13** (7), 1701-1707, (julho /1970).
46. SU, Y. e KHOMAMI, B. - *Interfacial stability of multilayer viscoelastic fluids in slit and converging channel die geometries* - J. Rheol., **36** (2), 357-387, (fevereiro / 1992).
47. HAN, C. D. e col. - *Rheological investigation of interfacial instabilities in two-layer flat film coextrusion* - Pol. Eng. Rev., **4** (3), 177-200, (julho / 1984).
48. RENARDY, Y. - *Stability of the interface in two-layer Couette flow of upper convected Maxwell liquids* - J. Non-Newt. Fluid Mech., **28**, 99-115, (1988).

49. HINCH, E. J. e col. - *The instability mechanism for two elastic liquids being co-extruded* - J. Non-Newt. Fluid. Mech., **43**, 311-324, (1992).
50. KRAUSS, R. - *Nota interna*, RHODIA S.A., Santo André , SP, 1992.
51. AGASSANT, J.F. e col. - *Polymer Processing* - Hanser Publishers, (1991).
52. PUISSANT, S. e col. - *A general non-isothermal model for one-dimensional multilayer coextrusion flows* - Pol. Eng. Sci., **32** (3), 213-220, (fevereiro / 1992).
53. CHIN, H.B. e col. - *A study on non-isothermal flat-film coextrusion* - Pol. Eng. Rev., **4** (4), 281-311, (1984).
54. HAN, C. D. e SHETTY, R. - *Studies on multilayer film coextrusion* - Pol. Eng. Sci., **16**(10), 697-705, outubro/1976.
55. AGASSANT, J.F. e col. - *Prediction of Stationary Interfaces in coextrusion flows* - Pol. Eng. Sci., **34** (14), 1101-1108, (julho / 1994).
56. NORDBERG, M.E. e WINTER, H.H. - *A simple model of nonisothermal coextrusion* - Pol. Eng. Sci., **30** (7), 408-415, (abril / 1990).
57. PERDIKOULIAS, J. e col. - *A study of coextrusion flows in polymer processing* - 49th ANTEC, 2461-2464, (1991).
58. MITSOULIS, E. - *Multilayer sheet coextrusion: Analysis and Design* - Adv. Pol. Tech., **8** (3), 225-242, (1988).
59. WEN, S. - *Three-dimensional finite element analysis of polymeric fluid flow in a extrusion die / Entrance effect* - Pol. Eng. Sci., **34** (10), 827-834, (maio / 1994).
60. LIU, L. e col. - *Extrusion die design for viscoplastic fluids* - Adv. Polym. Tech., **13** (4), 283-295, (1994).
61. MATSUBARA, Y. - *Geometry design of a coathanger die with uniform flow rate and residence time across the die width* - Pol. Eng. Sci., **19** (3), 169-172, (fevereiro / 1979).

62. MATSUBARA, Y. - *Residence time distribution of polymer melt in the T-die* - Pol. Eng. Sci., **20** (3), 212-214, (fevereiro / 1980).
63. MATSUBARA, Y. - *Design of coat-hanger sheeting dies based on ratio of residence times in a manifold and slot* - Pol. Eng. Sci., **20** (11), 716-719, (julho / 1980).
64. MATSUBARA, Y. - *Residence time distribution of polymer melts in the linearly tapered coat-hanger die* - Pol. Eng. Sci., **23** (1), 17-19, (janeiro / 1983).
65. LIU, T. e col. - *A unified lubrication approach for the design of a coat-hanger die* - Pol. Eng. Sci., **34** (7), 541-550, (abril / 1994).
66. DOOLEY, J. - *Simulating the flow in a film die using finite element analysis* - 48th ANTEC, 168-171, (1990).
67. WANG, Y. e TSAY, H. - *Computer-aided geometric design of the preform dies for flat film extrusion through 3D finite element flow analysis* - Pol. Eng. Sci., **34**, (13), 1090-1100, (julho / 1994).
68. WANG, Y. - *Extrusion of rubber compounds and highly filled thermoplastics through coathanger dies* - Int. Pol. Process., **6** (4), 311-317, (1991).
69. MARCHAL, J.M. e CROCHET, M.J. - *A new mixed finite element for calculating viscoelastic flow* - J. Non-Newt. Fluid Mech., **26**, 77-114, (1987).
70. DEBBAUT, B. e col. - *Numerical simulation of highly viscoelastic flows through an abrupt contraction* - J. Non-Newt. Fluid Mech., **29**, 119-146, (1988).
71. MATSUNAGA, K. e col. - *Approximate simulation method on the three-dimensional polymer melts flow in a die* - Int. Pol. Process., **10** (1), 46-54, (1995).
72. ARPIN, B. e col. - *A personal computer software program for the coathanger die simulation* - Pol. Eng. Sci., **34** (8), 657-664, (abril / 1994).

73. MALISKA, C. R. - *Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos Computacional* - LTC Editora, RJ, 1995.
74. VLACHOPOULOS, J. - *Manual do software COEXCAD* - Polydynamics, Canada.
75. SORNBERGER, G. e col. - *Two-directional coextrusion flow of two molten polymers in flat dies* - Pol. Eng. Sci., **26**(7), 455-461, abril/1986.
76. CROCHET, M.J. e col. - *Numerical Simulation of Non-Newtonian Flow* - Elsevier Science Publishers B.V., Amsterdã, (1984).
77. CHEREMISINOFF, N.P. - *Polymer Flow Engineering* - Encyclopedia of Fluid Mechanics, **9**, Gulg Publishing Co., USA.
78. PRESS, W.H. e col. - *Numerical Recipes in Pascal* - Cambridge University Press, (1989).
79. MARGARITELLI, M. e GHANI, M. - *Reologia do polímero poliéster* - Relatório interno, RHODIA S.A., SP (1994).
80. WHITE, J. L. e YAMANE, H. - *A collaborative study of the rheological properties and unstable melt spinning characteristics of linear and branched polyethylene terephthalates* - IUPAC, Pure & Appl. Chem., **57** (10), 1441-1452, (1985).
81. GREGORY, D.R. - *Rheological Properties of Molten Poly (ethylene Terphthalate)* - J. Appl. Pol. Sci., **16**, 1479-1487, (1972).
82. BARQ, P. e col. - *Isothermal and anisothermal models for cast film extrusion* - Int. Pol. Process., **7** (4), 334-349, (1992).
83. VAN KREVELEN, D.W. - *Properties of polymers* - 3a ed., Elsevier, Holanda, (1990).
84. PEREZ, M. - *Nota interna* - Rhône-Poulenc Textile, França, (1981).
85. BRANDRUP, J. e IMMERGUT, E.H. - *Polymer handbook*- 2ª ed., Wiley-Interscience, USA, (1975).

86. PERDIKOULIAS, J. e TZOGANAKIS, C. - *The importance of residence time analysis in coextrusion die design* - J. Plast. Film. Sheet, 7, 118-138, (abril / 1991).
87. MICHAELI, W. - *Extrusion Dies* - Hanser Publishers, New York, 1984.
88. CAVALCANTI, R. - *Nota interna* - RHODIA-STER FILMES Ltda., Cabo, PE, 1995.
89. SABONNADIÈRE, J. C. e COULOMB, J. L. - *La méthode des éléments finis* - Hermes Publishing, Paris, (1986).
90. BONGAERTS, H. - *Co-extrusion of flat and thermoforming films from PET and other plastics* - Kunststoffe German Plastics, 79 (11), 44-47, (novembro / 1989).

NUMERICAL SIMULATIONS OF A MULTILAYER FLOW IN THE COEXTRUSION OF POLY (ETHYLENE TEREPHTHALATE) FLAT FILMS

ABSTRACT

Numerical simulations of a multilayer flow has been undertaken in a process for producing Poly (Ethylene Terephthalate) flat films. Viscosity functions are fitted by Bird-Carreau models. The temperature dependence of viscosity follows the Arrhenius equations. The motion equations are solved by POLYFLOW, a Finite Element Method program for viscous and viscoelastics flow simulations.

Bidimensional numerical simulations of the entry flows in a bicomponent coextrusion are carried out to study the interface development. The effects of the layers entry velocity matching, layer viscosity ratio and channel geometry are investigated based on the interface shear and extensional deformations. Correlations of the interface behaviour with the occurrence of interface instabilities are proposed.

Bidimensional numerical simulations of a 4-layer assymmetric parallel coextrusion are made to investigate the residence time distribution, the role of viscous and conductive heat-transfers in the flow and the layers thickness variations due to operating conditions changes.

Three dimensional simulations of the flow inside a linearly tapered coathanger flat die are carried out, but limited to one fluid only. These simulations are aimed at studying the effects of the process parameters and the die geometry on the throughput uniformity along the die width. Considerations are made about the behaviour of the multilayer flow in the same die.

The calculated results have correlated well with experimental values obtained in the industrial line, so, the proposed model may be applied to improve the understanding of the coextrusion flows as well as to the design of new equipments.