

## Efeitos das variáveis de processo no desempenho mecânico e termomecânico do dielétrico de vidro temperado

S. Guedes<sup>1</sup>, C. Fredericci<sup>2</sup>, H. N. Yoshimura<sup>2\*</sup>

<sup>1</sup>Prismatic Vidros de Precisão S.A., Av. John Boyd Dunlop, 1230, 18087-155, Sorocaba – SP

<sup>2</sup>Laboratório de Metalurgia e Materiais Cerâmicos – Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo - IPT, Av. Prof. Almeida Prado, 532, 05508-901, São Paulo – SP

(Recebido em 25/02/2008; revisado em 18/04/2008; aceito em 13/05/2008)

(Todas as informações contidas neste artigo são de responsabilidade dos autores)

---

### Resumo:

O objetivo deste trabalho foi verificar as influências da variação dos parâmetros de processo de conformação e têmpera nas propriedades mecânicas e termomecânicas do dielétrico de vidro temperado para REM (resistência eletro-mecânica) de 45 kN, utilizados em isoladores elétricos de linhas de transmissão e de distribuição de energia elétrica. Os parâmetros de processo foram variados com o intuito principalmente de diminuir a temperatura do dielétrico ao longo de todo o processo. As variações foram realizadas em três níveis, denominados processos de fabricação A, B e C. Os dielétricos produzidos foram caracterizados por meio de: ensaio de compressão para determinação da força de ruptura; ensaio de impacto para determinação da energia absorvida; e ensaios de choque térmico frio-quente, quente-frio e ciclagem térmica. Os resultados de força de ruptura em compressão e tempo de ruptura em choque térmico frio-quente foram analisados pela estatística de Weibull. A diminuição da temperatura do vidro durante a conformação e a diminuição da severidade de têmpera térmica resultou em diminuição da quantidade de peças fraturadas e aumento das propriedades mecânicas, aumento da resistência ao choque térmico e aumento da confiabilidade mecânica e termomecânica do dielétrico.

**Palavras-chave:** Dielétrico; Vidro; Têmpera; Processo.

---

### Abstract:

The aim of this work was to investigate the effects of processing parameters of forming and tempering stages on mechanical and thermomechanical properties of tempered glass dielectrics (45 kN class) used in electric insulators for electricity transmission and distribution lines. The processing parameters were varied mainly in order to lower the glass temperature along all process. The changes were made in three levels, named manufacturing process A, B and C. The produced dielectrics were characterized by: compression test for determination of fracture load; impact test for determination of absorbed energy; and three thermal shock tests (cold-hot, hot-cold and thermal cycling). The results of fracture load in compression and fracture time in cold-hot thermal shock were analyzed by means of Weibull statistic. The lowering of glass temperature during forming and the lowering of thermal tempering severity resulted in the lowering of fractured pieces fraction, the increase of mechanical properties and thermal shock resistance, and the increase of mechanical and thermomechanical reliability of dielectric.

**Keywords:** Dielectric; Glass; Tempering; Processing.

---

\* E-mail do autor: [hnyoshim@ipt.br](mailto:hnyoshim@ipt.br) (H. N. Yoshimura)

## 1. Introdução

Os isoladores com dielétricos de vidro temperados são utilizados nas linhas de transmissão e de distribuição de energia elétrica e têm a função de isolar eletricamente a linha da terra e sustentar mecanicamente os cabos aéreos de energia fixados nos postes. Estes isoladores apresentam vantagens sobre os isoladores com dielétricos de porcelana e de polímeros, como o melhor desempenho em elevadas temperaturas e em condições extremas de umidade e poluição. Mesmo com essas vantagens, os isoladores de vidro têm uma limitação que está relacionada à fragilidade característica que apresentam os materiais vítreos [1].

A incidência de falhas nos isoladores de vidro não é muito comum, porém é um problema grave quando se trata de uma linha de alta tensão. Os isoladores de vidro, embora representem uma pequena parte dos custos operacionais das subestações convencionais de alta tensão e de linhas de transmissão e distribuição de energia elétrica, podem comprometer seriamente o fornecimento, mesmo que a falha seja de um único elemento [1].

Os dielétricos tem participação significativa no setor de vidros no Brasil. Em 2006, o faturamento dos dielétricos foi de cerca de um terço do segmento de vidros técnicos, tendo participação de 7,0% no faturamento total do setor de vidros, que alcançou o valor de aproximadamente R\$ 4 bilhões [2]. O potencial mercado para o desenvolvimento de dielétricos de vidro de maior desempenho e/ou de menor custo é, portanto, significativo na área de isoladores elétricos.

Os dielétricos de vidro são temperados para aumentar a resistência mecânica, a resistência ao impacto e a resistência ao choque térmico. Neste processo, o vidro é aquecido entre as temperaturas de recozimento superior e de amolecimento e, posteriormente, resfriado rapidamente, geralmente, com ar frio forçado. Durante o resfriamento brusco, a superfície esfria mais rápido do que o interior resultando em um gradiente de temperatura parabólico ao longo da espessura do vidro, o que causa a formação de um gradiente de retração devido à propriedade de expansão térmica do vidro. Enquanto a temperatura do vidro está acima da temperatura inferior de recozimento, ou do ponto de deformação (*strain point*), as tensões resultantes do gradiente de retração térmica tendem a se relaxar. Conforme a frente de temperatura do ponto de deformação progride da superfície para o interior do vidro, na região interna ocorre relaxação das tensões e na região superficial desenvolvem-se tensões em

resposta às deformações geradas pelo gradiente térmico, o que resulta em um estado de tensão de compressão na superfície, cuja magnitude aumenta continuamente até que todo o vidro esteja abaixo da temperatura do ponto de deformação. No estágio final, com o vidro no estado elástico, o gradiente de temperatura é convertido em um gradiente de deformação, que se soma ao gradiente de tensão estabelecido. Devido à distribuição de tensão residual ser parabólica, a magnitude da tensão de compressão na superfície é o dobro da tensão de tração no centro do vidro [3]. Tensões de compressão da ordem de 150 MPa podem ser alcançadas pelo processo de têmpera, dependendo de fatores como a espessura do vidro e o coeficiente de transferência de calor, como também dos parâmetros do tratamento térmico [4,5].

A tensão residual no vidro temperado é definida pelo comportamento viscoelástico e, também, por um efeito estrutural. Como o aumento da taxa de resfriamento resulta em diminuição do volume específico do vidro, a variação da taxa de resfriamento da superfície para o centro causa a formação de um gradiente de densidade no vidro, onde a superfície menos densa do que o interior resulta em uma fração da tensão residual [3]. As principais propriedades do vidro pertinentes à têmpera são o coeficiente de expansão térmica,  $\alpha$  (especialmente a rápida mudança em torno da temperatura de transição vítrea,  $T_g$ , pois o valor de  $\alpha$  do líquido é cerca de 3 vezes a do vidro), a viscosidade e a densidade, que dependem da taxa de resfriamento. O coeficiente de transferência de calor é a mais crítica e complicada das propriedades relacionadas à superfície, pois depende de diversas variáveis, como propriedades superficiais do vidro, geometria e dimensões do produto, propriedades do meio de têmpera e a diferença de temperatura entre o vidro e o meio de têmpera [6].

As dificuldades técnicas para a produção de dielétricos de vidro com elevada confiabilidade estão relacionadas principalmente ao processo de têmpera. A geometria complexa dos dielétricos dificulta um resfriamento homogêneo da peça durante a têmpera, o que resulta em maior variabilidade das propriedades mecânicas.

Este trabalho foi realizado no âmbito de um projeto de desenvolvimento de uma rota de produção de dielétrico de vidro temperado para REM (resistência eletro-mecânica) de 45 kN com elevada confiabilidade mecânica e termomecânica. Neste trabalho foram realizadas investigações em uma linha de produção industrial com um protótipo de dielétrico de vidro de silicato sodo-cáustico visando

verificar as influências da variação dos parâmetros de processo de conformação e têmpera nas propriedades mecânicas e termomecânicas do dielétrico de vidro.

## 2. Experimental

### 2.1. Matérias-primas e processamento

A produção do vidro de silicato sodo-cálcico foi realizada utilizando-se como matérias-primas areia (sílica, Mineração Jundú), barrilha (carbonato de

sódio, Edelbras), calcita (carbonato de cálcio, Mineração Jundú), feldspato (silicato de alumínio com sódio e potássio, Becomi), nitrato de sódio (Manchester), barita (sulfato de bário, Becomi), trióxido de antimônio (Oxy Química), selênio (JB Química), óxido de cobalto (Edelbras) e cacos de vidro de retorno interno. A Tabela 1 apresenta a composição química do vidro fornecida pelo fabricante.

**Tabela 1:** Composição química do vidro de silicato sodo-cálcico (% em massa).

$SiO_2$	$Na_2O$	$CaO$	$Al_2O_3$	$BaO$	$K_2O$	$Sb_2O_3$	$MgO$	$Fe_2O_3$
71,85	14,06	9,20	2,00	1,30	1,00	0,55	0,02	0,02

A Figura 1 apresenta o desenho do dielétrico de vidro da classe 45 kN utilizado nas experiências, cujo diâmetro maior foi de 166 mm, altura de 77 mm e peso de 960 g.

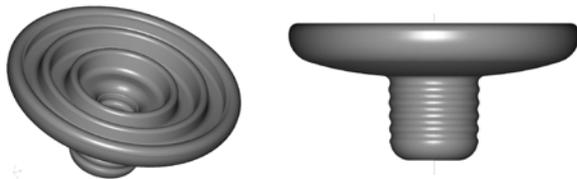


Figura 1 – Imagens do dielétrico de vidro temperado de 45 kN. O maior diâmetro da peça é de 166 mm.

A produção do dielétrico de vidro temperado foi realizada utilizando-se uma linha de produção industrial (Prismatic, Sorocaba, SP) por uma rota de processamento contínua envolvendo as etapas: a) fusão e afinagem, b) conformação, c) tratamentos térmicos, incluindo têmpera, e d) tratamento de choque térmico.

As principais características da rota de processamento foram:

a) *Fusão e afinagem*: após o carregamento das matérias-primas no forno, o vidro foi fundido a uma temperatura de 1500°C em um forno do tipo *work end* de capacidade de 6 t/dia, utilizando queimadores a óleo na zona de fusão e afinagem, e queimadores a gás natural na zona de trabalho, alimentação e extração contínua (Figura 2). Durante a trajetória do vidro dentro do banho na zona de fusão, movimento induzido por fluxos convectivos, ocorreu a fusão das matérias-primas e a eliminação das bolhas de gases (afinagem). Após estes processos, o vidro migrou para a zona de trabalho para homogeneização e resfriamento do banho, cuja temperatura de trabalho,

monitorada com um termopar, foi estabelecida em ~1200°C.

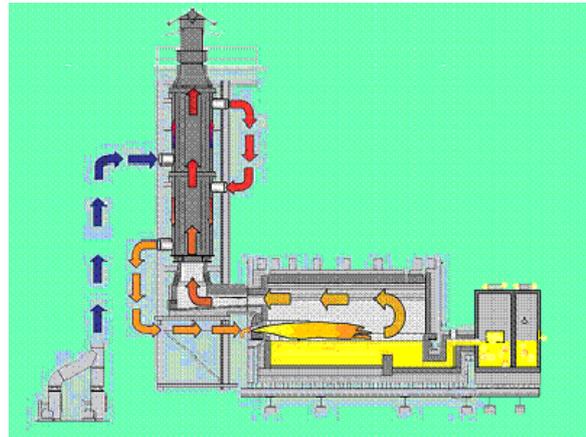


Figura 2 – Esquema do forno de fusão *work end*.

b) *Conformação*: um robô com uma colha na extremidade do braço de alimentação foi utilizado para: i) coleta do vidro fundido da zona de trabalho do forno de fusão (~1200°C); e ii) transferência da gota de vidro (~960 g) para o molde de conformação (aço H13). O processo de conformação do dielétrico de vidro foi dividido em duas etapas. A primeira etapa consistiu da prensagem da gota de vidro fundido no molde para definição do perfil externo da peça, realizada com pressão de 3,9 MPa por um período de 9,5 s com o macho e o anel pré-aquecidos a 400 e 380°C, respectivamente. A segunda etapa, realizada na sequência da primeira, consistiu da conformação da ranhura interna da peça a ~700°C. Por fim, a desmoldagem foi realizada com o dielétrico de vidro a uma temperatura de 690°C (Figura 3). O tempo total do processo de conformação foi de cerca de 75 s.



Figura 3 – Imagem do estágio de desmoldagem do dielétrico de vidro conformado.

c) *Tratamento térmico de homogeneização de temperatura:* logo após a desmoldagem, a peça conformada foi transportada para uma mufla pré-aquecida a temperatura de 580°C e mantida por 180 s para a homogeneização da temperatura. A peça foi retirada da mufla a uma temperatura de ~600°C para o tratamento de têmpera. O tratamento de homogeneização foi realizado para equalização da temperatura da peça, isto é, eliminar ou minimizar os gradientes de temperatura no dielétrico de vidro decorrentes do processo de conformação. Utilizando um pirômetro óptico, observou-se diferença de temperatura de ~50°C entre as regiões mais quentes (maior espessura) e menos quentes (extremidades) da peça. Estes gradientes térmicos favorecem a ocorrência de fratura do dielétrico e inviabilizam a aplicação direta do tratamento de têmpera térmica.

d) *Têmpera:* após o tratamento de homogeneização de temperatura, o dielétrico foi transferido para o dispositivo de têmpera (*tournettes*), cujos movimentos foram acionados pneumaticamente (Figura 4). Neste dispositivo, a peça foi rotacionada a 500 rpm enquanto jatos de ar comprimido com pressão de 0,20 a 0,25 MPa foram direcionados sobre a peça (Figura 4c), causando um resfriamento brusco de aproximadamente 300°C em um tempo aproximado de 70 s.

e) *Resfriamento controlado pós têmpera:* depois de retirada do dispositivo de têmpera, a peça foi colocada em um forno contínuo de esteira metálica (tipo “lehr”), onde sofreu um resfriamento controlado com o objetivo de minimizar quebras por tensões residuais. O forno possuía seis zonas de temperaturas, sendo que as duas primeiras zonas trabalharam entre 350 a 450°C, as duas intermediárias a cerca de 300°C e as duas últimas a 250°C. O tempo total de resfriamento controlado pós-têmpera (tempo de permanência da peça dentro do forno) variou entre 70 e 80 min.

f) *Tratamentos de choque térmico:* a peça, ao passar pela última zona do resfriamento controlado,

estava a aproximadamente 240°C no momento em que foi mergulhada em água a uma temperatura de 60°C, resultando assim em um choque térmico com diferença de temperatura,  $\Delta T$ , de 180°C, que teve função de eliminar peças não temperadas corretamente. As peças que sobreviveram ao primeiro choque térmico foram reaquecidas a 120°C e mergulhadas novamente em água a 60°C, resultando assim em um segundo choque térmico com  $\Delta T$  de 60°C. Este segundo choque térmico teve função de certificar que o produto não apresentou fragilidade relacionada a trincas residuais. Após passar pelo choque térmico, a peça foi disponibilizada para inspeção visual e armazenagem por um período de quarentena.

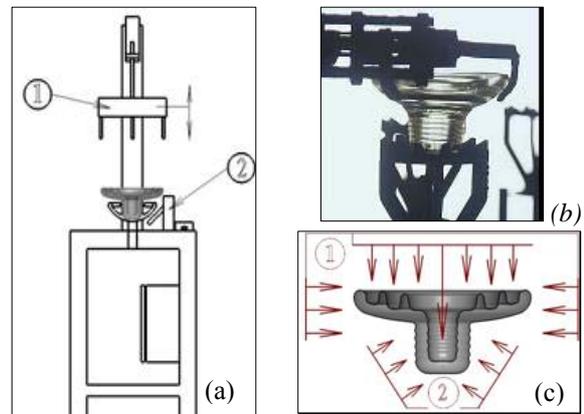


Figura 4 – Esquema (a) e detalhe (b) do dispositivo de têmpera – “tournettes” e indicação dos fluxos de ar sobre o dielétrico (c).

O histórico térmico básico, desde o carregamento das matérias-primas no forno de fusão até o segundo choque térmico do dielétrico de vidro temperado termicamente, está apresentada na Figura 5.

## 2.2. Variáveis investigadas

Alguns parâmetros de processamento foram variados com o intuito de se aumentar a resistência mecânica e a resistência ao choque térmico do dielétrico de vidro. A Tabela 2 apresenta as principais variáveis de cada etapa do processamento e mostra os valores dos parâmetros adotados nos três processos de fabricação denominados A, B e C. Nesta tabela, na coluna do Processo B, os parâmetros que foram alterados em relação ao Processo A estão indicados com fundo de cor amarela, enquanto na coluna do Processo C, os parâmetros que foram alterados em relação ao Processo B estão indicados com fundo de cor verde.

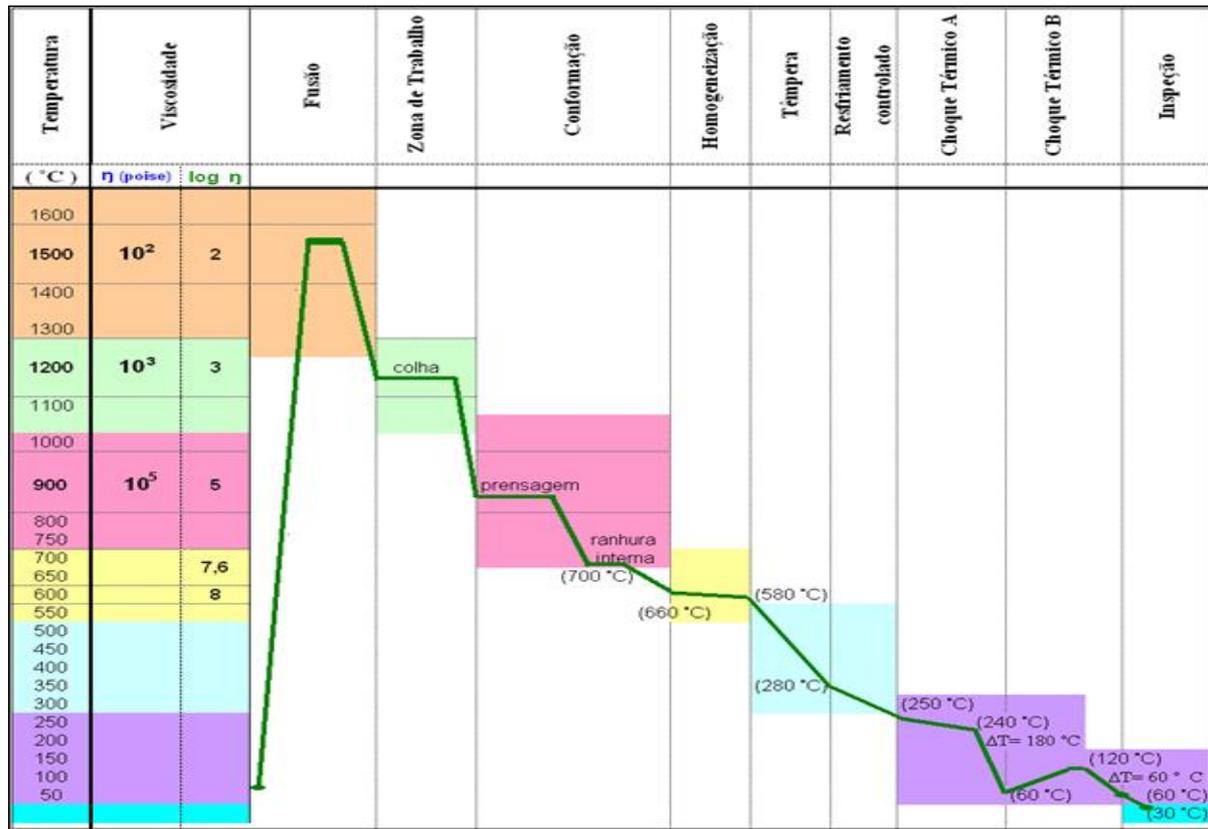


Figura 5 – Histórico térmico de produção do dielétrico de vidro temperado.

As alterações nos parâmetros dos processos de fabricação foram realizadas com o intuito de:

1) na etapa de fusão, a temperatura da zona de trabalho foi diminuída (1230, 1220 e 1190°C nos Processos A, B e C, respectivamente) visando diminuir a temperatura da gota do vidro alimentada no molde de prensagem;

2) na etapa de conformação, a diminuição da temperatura da gota em conjunto com o aumento do tempo total do ciclo (de 75 s no Processo A para 79 s nos Processos B e C) visaram a diminuição dos gradientes térmicos e, portanto, das tensões térmicas geradas na peça durante a conformação;

3) na etapa de tratamento de homogeneização de temperatura, a temperatura da peça na entrada da mufla diminuiu (690, 680 e 660°C nos Processos A, B e C, respectivamente) em decorrência da diminuição da temperatura da peça conformada, o que resultou em diminuição da temperatura da peça na saída da mufla (620, 610 e 580°C nos Processos A, B e C, respectivamente), uma vez que a temperatura da mufla e o tempo de residência na mesma foram mantidos constantes (580°C por 180 s);

4) na etapa de têmpera, a diminuição da temperatura da peça na entrada do dispositivo de têmpera, *tournettes* (610, 600 e 580°C nos Processos

A, B e C, respectivamente), como consequência da diminuição da temperatura da peça homogeneizada, em conjunto com a diminuição da pressão do fluxo de ar superior (de 0,29 MPa no Processo A para 0,25 MPa nos Processos B e C) visaram a diminuição da severidade de têmpera e, portanto, dos gradientes térmicos e das tensões térmicas gerados na peça durante o resfriamento brusco;

5) ainda na etapa de têmpera, o tempo de residência no *tournettes* foi aumentada no Processo C (70 s, em comparação com 65 s nos Processos A e B) visando diminuir a temperatura da peça após a têmpera; como consequência das modificações introduzidas nesta etapa, a temperatura da peça na saída do *tournettes* também foi diminuída (300, 290 e 280°C nos Processos A, B e C, respectivamente);

6) na etapa de resfriamento controlado pós-têmpera, a diminuição da temperatura da peça na entrada do forno, a diminuição da temperatura da zona de entrada do forno contínuo (450, 400 e 350°C nos Processos A, B e C, respectivamente) e o aumento do tempo de residência no Processo C (80 min, em comparação com 70 min nos Processos A e B) visaram obter uma peça com distribuição de temperatura mais homogênea para suportar o tratamento de choque térmico subsequente.

**Tabela 2:** Principais variáveis de cada etapa do processamento e valores dos parâmetros adotados nos três processos de fabricação A, B e C.

Etapa / Variável	Processo A	Processo B	Processo C
<i>Fusão</i>			
Temperatura da zona de fusão (°C)	1500	1500	1500
Temperatura da zona de trabalho (°C)	1230	1220	1190
<i>Conformação</i>			
Pressão de prensagem (kgf/cm <sup>2</sup> )	40	40	40
Tempo de prensagem (s)	9,5	9,5	9,5
Tempo total do ciclo (s)	75	79	79
<i>Homogeneização de temperatura</i>			
Temperatura da estufa (°C)	580	580	580
Temperatura da peça na entrada da estufa (°C)	690	680	660
Tempo de residência na estufa (s)	180	180	180
Temperatura da peça na saída da estufa (°C)	620	610	580
<i>Têmpera</i>			
Temperatura da peça na entrada do <i>tourne</i> tes (°C)	610	600	580
Rotação da peça no <i>tourne</i> tes (rpm)	500	500	500
Pressão de ar superior (kgf/cm <sup>2</sup> )	3,0	2,5	2,5
Pressão de ar inferior (kgf/cm <sup>2</sup> )	2,0	2,0	2,0
Tempo de residência no <i>tourne</i> tes (s)	65	65	70
Temperatura da peça na saída do <i>tourne</i> tes (°C)	300	290	280
<i>Resfriamento controlado</i>			
Temperatura da zona de entrada do forno contínuo (°C)	450	400	350
Temperatura da peça na entrada do forno (°C)	300	290	280
Tempo de residência no forno (min)	70	70	80
Temperatura da zona de saída do forno contínuo (°C)	250	250	250

### 2.3. Técnicas de caracterização

Os dielétricos foram produzidos visando o atendimento às recomendações gerais da norma ABNT – NBR 5032-2004 [7]. Os dielétricos foram caracterizados por meio de ensaios mecânicos (compressão e impacto) e ensaios termomecânicos (choque térmico no aquecimento, no resfriamento e na ciclagem térmica), conforme métodos e especificações industriais.

O ensaio de compressão foi realizado em uma máquina universal de ensaios mecânicos (Emic, DL 60.000) com uma taxa de carregamento de 2 kN/s, utilizando um suporte para apoio do dielétrico (Figura 6). A força de ruptura à compressão mínima especificada para o produto investigado é de  $150 \pm 10$  kN.

O ensaio de impacto foi realizado com um equipamento construído na empresa Prismatic, que apresentava guia de massa tubular com escala de 2.000 mm. Para o ensaio, o dielétrico foi posicionado sob o guia de peso tubular e uma esfera de aço com massa de 0,5 kg foi posicionada na altura equivalente a 1 J de energia potencial. A esfera foi solta e deixada cair em queda livre sobre o centro da peça. Repetiu-se a operação na mesma peça elevando a altura da escala no intervalo equivalente a 1 J até a ruptura do dielétrico. A

especificação no ensaio de impacto para dielétricos de 45 kN é uma energia absorvida,  $E_{abs}$ , de no mínimo 7 J, que corresponde a uma altura de 1.400 mm para uma massa de 0,5 kg. Esta especificação é mais severa do que as especificações gerais para vidro, que são de 0,2 J para vidros recozidos e de 1 a 5 J para vidros temperados.

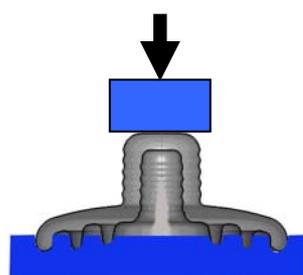


Figura 6 – Esquema de montagem do ensaio de compressão do dielétrico de vidro.

Os três ensaios de choque térmico empregados foram:

a) *ensaio frio-quente*: os dielétricos foram aquecidos rapidamente da temperatura ambiente,  $25 \pm 5^\circ\text{C}$ , para  $370 \pm 10^\circ\text{C}$  (em forno a gás) e mantidos nesta temperatura até a fratura; o tempo até a fratura foi medido com um cronômetro digital;

b) *ensaio quente-frio*: os dielétricos foram aquecidos em estufa ventilada a uma temperatura de  $125 \pm 5^\circ\text{C}$  e, em seguida, imersos em água a uma temperatura de  $15 \pm 5^\circ\text{C}$ ; e

c) *ensaio de ciclagem térmica*: os dielétricos foram ciclados termicamente imergindo as peças em água quente a uma temperatura de  $95 \pm 5^\circ\text{C}$  por um tempo de 15 min e em seguida imergindo-as em água fria a uma temperatura de  $5 \pm 5^\circ\text{C}$  também por um tempo de 15 min; este ciclo foi repetido 10 vezes.

No ensaio de choque térmico frio-quente, os dielétricos devem resistir a quebras ou trincas por um tempo superior a 60 s. Já nos dois outros ensaios de choque térmico, não podem ocorrer quebras ou trincas dos dielétricos. As especificações para os dielétricos de vidro são mais severas do que as especificações gerais para vidros técnicos prensados, que é de 40 a  $79^\circ\text{C}$  de variação de temperatura,  $\Delta T$ , para vidros recozidos (alívio de tensões) e de 80 a  $130^\circ\text{C}$  de  $\Delta T$  para vidros temperados.

A determinação da temperatura de transição vítrea,  $T_g$ , do vidro empregado na produção do dielétrico foi realizada pela técnica de análise térmica diferencial, ATD, com uma taxa de aquecimento de  $10^\circ\text{C}/\text{min}$  na faixa de temperatura da ambiente até  $800^\circ\text{C}$ , utilizando um equipamento de análise térmica (Netzsch, modelo 404).

#### 2.4. Formas de análise dos resultados

A análise estatística dos resultados foi realizada pelo método "t de Student" com nível de confiança de 95%. As barras de erro apresentadas nos gráficos na próxima seção representam  $\pm$  um desvio-padrão.

Alguns resultados também foram analisados por meio da estatística de Weibull para determinação dos dois parâmetros de distribuição: o módulo de Weibull,  $m$ , e o valor característico,  $X_0$ . A equação que representa a distribuição de Weibull é dada por:

$$P_f = 1 - \exp\left[1 - (X/X_0)^m\right] \quad (1)$$

onde,  $P_f$  é a probabilidade de fratura,  $X$  é a força de ruptura em compressão ou tempo de ruptura em choque térmico frio-quente,  $X_0$  é o valor característico (constante escalar) e  $m$  é o módulo de Weibull (constante angular). A probabilidade de fratura  $P_f$  foi calculada por:

$$P_f = (i - 0,5) / N \quad (2)$$

onde,  $i$  é o número de ordem da força de ruptura ou do tempo de ruptura (classificada em ordem crescente) e  $N$  é o número total de valores (número de espécimes ensaiados). O módulo  $m$  está inversamente relacionado com a dispersão dos resultados e o valor característico ( $X_0$ ) é definido como o valor no qual a probabilidade de ocorrer a fratura do corpo-de-prova é de 63,3%. Neste valor a probabilidade de fratura  $P_f$  independe de  $m$ , pois  $X = X_0$  pela Equação 1.

### 3. Resultados

A Figura 7 apresenta os resultados de força de ruptura no ensaio de compressão. Os resultados mostraram que o processo de fabricação C teve um desempenho superior ao processo B, que teve desempenho superior ao processo A. O processo de fabricação A resultou em 30% dos corpos-de-prova com valores de força de ruptura menor do que 150 kN, valor médio de especificação. Os demais processos de fabricação não apresentaram valores abaixo de 150 kN (Figura 7a). Os valores médios de força de ruptura aumentaram ligeiramente na seqüência dos processos de fabricação A, B e C, tendo sido observado aumento de 3,6% no processo C em relação ao processo A, cujos valores foram estatisticamente diferentes entre si no nível de confiança de 95% (Figura 7b). Os valores de coeficiente de variação de força de ruptura em compressão foram baixos, menores do que 2%, mostrando a homogeneidade e reprodutibilidade de produção das amostras.

A Figura 8 apresenta os resultados do ensaio de impacto. Os resultados mostraram que o processo de fabricação C apresentou desempenho superior ao processo B, que foi melhor do que o processo A. Os processos de fabricação A, B e C resultaram em corpos-de-prova com 15%, 5% e 0% de valores de energia absorvida menor do que o valor mínimo especificado de 7 J. Portanto, apenas as amostras fabricadas pelo processo C apresentaram 100% dos valores acima ou igual ao limite especificado (Figura 8a). Os valores médios de energia absorvida aumentaram ligeiramente na seqüência dos processos de fabricação A, B e C, com aumento de 5,0% no processo C em relação ao processo A, (Figura 8b), tendência similar à observada na força de ruptura em compressão (Figura 7b). As diferenças entre os valores médios não foram, entretanto, significativas, no nível de confiança de 95%, pois os valores de coeficiente de variação de energia absorvida no impacto foram mais altos (até 8%) do que os de força de ruptura em compressão.

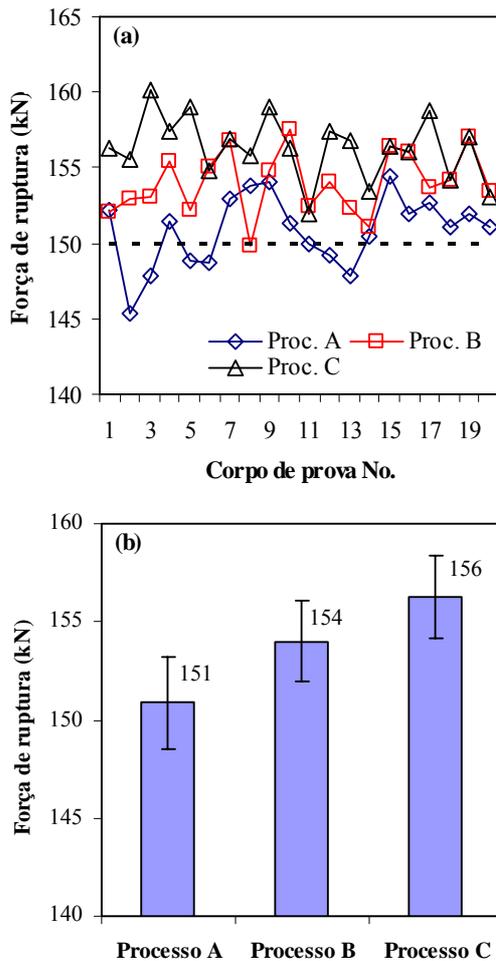


Figura 7 – Resultados individuais (a) e valores médios (b) da força de ruptura no ensaio de compressão em função do processo de fabricação.

A Figura 9 apresenta os resultados de tempo de ruptura dos corpos-de-prova no ensaio de choque térmico frio-quente. Os resultados mostraram que o processo de fabricação C teve um desempenho superior ao processo B, que teve desempenho superior ao processo A. As frações de corpos-de-prova que ficaram abaixo do limite especificado de 60 s foram de 45%, 20% e 10% para os processos A, B e C, respectivamente (Figura 9a). Os três processos, entretanto, resultaram em valores médios de tempo de ruptura iguais ou superiores ao limite mínimo especificado industrialmente. A fração máxima de valores abaixo do especificado não está definida em norma e usualmente é estabelecida entre o produtor do dielétrico e o montador do isolador, sendo desejável a minimização desta fração. Embora os valores médios não tenham apresentado diferenças estatisticamente significantes no nível de confiança de 95%, observou-se ligeira tendência de aumento no valor médio do tempo de ruptura na

seqüência dos processos de fabricação A, B e C, tendo sido observado aumento de 7,2% no processo C em relação ao processo A (Figura 9b).

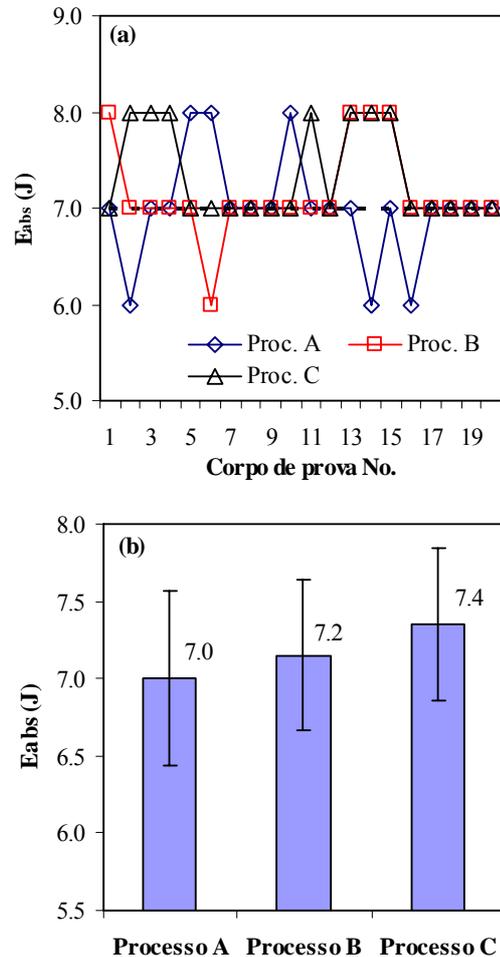


Figura 8 – Resultados individuais (a) e valores médios (b) de energia absorvida no ensaio de impacto,  $E_{abs}$ , em função do processo de fabricação.

A Figura 10 apresenta os resultados do ensaio de choque térmico quente-frio. Os resultados mostraram que o processo de fabricação C apresentou desempenho superior ao processo B, que teve desempenho superior ao processo A. As frações de corpos-de-prova que fraturaram no ensaio de choque térmico quente-frio foram de 35%, 15% e 10% para os processos A, B e C, respectivamente. Neste caso também não há especificação em norma para o critério de aceitação ou rejeição do lote testado, sendo usualmente estabelecido entre o produtor do dielétrico e o montador do isolador. Os resultados do ensaio de choque térmico quente-frio (Figura 10) seguiu a mesma tendência do ensaio de choque térmico frio-quente (Figura 9a), embora com frações um pouco inferiores. Estes resultados indicaram que o ensaio de choque térmico frio-

quente foi mais severo do que o quente-frio para as amostras ensaiadas.

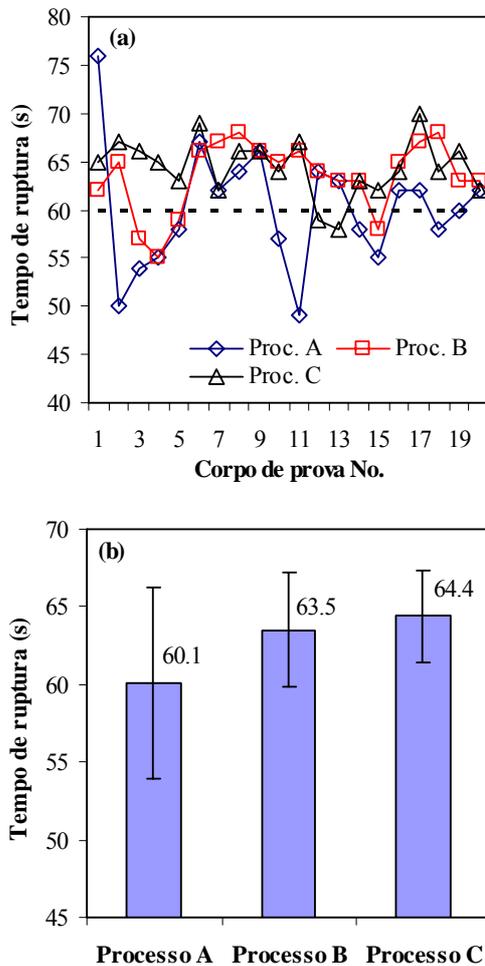


Figura 9 – Resultados individuais (a) e valores médios (b) de tempo de ruptura no ensaio de choque térmico frio-quente em função do processo de fabricação.

A Figura 11 apresenta os resultados individuais dos corpos-de-prova no ensaio de choque térmico ciclado. Os resultados mostraram que o processo de fabricação A foi inferior ao processo B, que por sua vez foi inferior ao processo C. Embora as frações de corpos-de-prova que não suportaram dez ciclos foram próximas (20%, 20% e 15% para os processos A, B e C, respectivamente), os números de ciclo médio dos corpos-de-prova que não suportaram dez ciclos foram significativamente diferentes (5,3, 7,5 e 8,3 para os processos A, B e C, respectivamente), confirmando as observações anteriores de que há um melhoramento contínuo com as alterações nos parâmetros de processo na seqüência dos processos de fabricação A, B e C.

O resultado da análise térmica diferencial, ATD, mostrou que a temperatura de transição vítrea,  $T_g$ , do

vidro de silicato sodo-cáustico utilizado para a produção dos dielétricos foi de 560°C (Figura 12).

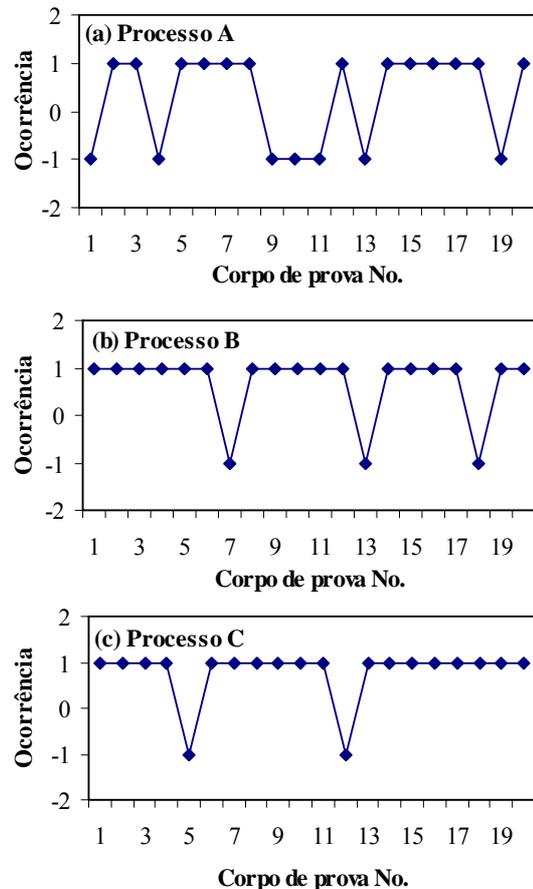


Figura 10 – Resultados individuais do ensaio de choque térmico quente-frio. Nota: ocorrência: +1 sobreviveu; e -1 falhou no ensaio

#### 4. Discussão

Os resultados dos ensaios mecânicos (resistência à compressão e ao impacto) e termomecânicos (resistência ao choque térmico frio-quente, quente-frio e ciclagem térmica) apresentados nas Figuras 7 a 11, mostraram que a cada alternativa de processo (A para B e B para C) houve uma melhora significativa nos resultados.

Os parâmetros de processo foram alterados para a diminuição da temperatura do vidro durante todo o processo. Ainda que as diminuições de temperatura aparentem serem pequenas (Tabela 2), elas foram significativas para a melhoria do comportamento mecânico e termo-mecânico do dielétrico. Embora não tenha sido quantificada, observou-se que a diminuição da temperatura do vidro durante o processo foi benéfica por diminuir a ocorrência de peças com trincas superficiais na etapa de conformação e por diminuir a quantidade de quebras

durante ou após o tratamento de têmpera. Dentro da faixa de variação de temperatura investigada, não foram observadas dificuldades adicionais de processamento em decorrência do aumento da viscosidade do vidro com a diminuição da temperatura, como o aumento do tempo de prensagem que poderia diminuir a produtividade do sistema.

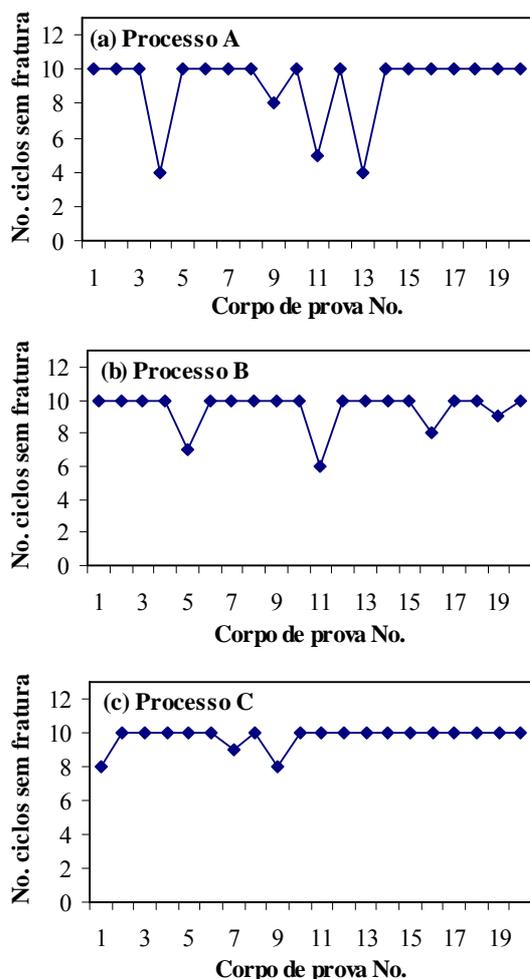


Figura 11 – Resultados individuais do ensaio de choque térmico ciclado. Nota: o ensaio foi interrompido no 10º ciclo.

A redução da temperatura da gota de vidro colhida no forno de fusão, de 1230°C para 1220°C e por fim para 1190°C nos processos de fabricação A, B e C, respectivamente, e o aumento do tempo de ciclo de conformação de 75 s nos Processos A e B para 79 s no processo de fabricação C resultaram na diminuição de temperatura do vidro durante o processo de conformação, inclusive no estágio da desmoldagem. A observada diminuição da ocorrência de peças com trincas superficiais, portanto, deve estar associada à menor temperatura

do dielétrico no momento da desmoldagem, que diminuiu a severidade do choque térmico quando o dielétrico foi exposto ao ambiente. As peças com trincas foram descartadas ou romperam nas etapas subsequentes do processamento. A diminuição da temperatura da peça conformada propiciou a diminuição da temperatura da peça na entrada (690°C no Processo A, 680°C no Processo B e 660°C no Processo C) e na saída da mufla no tratamento de homogeneização de temperatura.

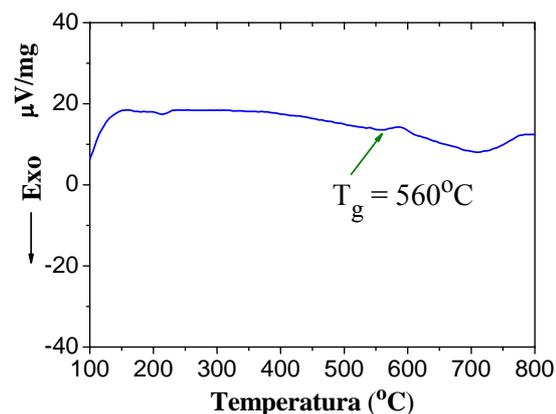


Figura 12 – Resultado da análise térmica diferencial do vidro utilizado para a produção dos dielétricos.

A diminuição da temperatura da peça homogeneizada resultou na redução da temperatura da peça na entrada do dispositivo de têmpera, *tournettes* (610, 600 e 580°C nos Processos A, B e C, respectivamente). Além da redução da temperatura de têmpera, a severidade do resfriamento brusco foi diminuída pela diminuição da pressão do fluxo de ar comprimido superior do dispositivo (Figura 4), de 0,29 MPa no Processo A para 0,25 MPa nos Processos B e C. Também foi aumentado o tempo de residência nos *tournettes* no Processo C (70 s, em comparação com 65 s nos Processos A e B). Como consequência das modificações introduzidas nesta etapa, a temperatura da peça temperada (na entrada do forno contínuo de resfriamento controlado) também foi diminuída (300, 290 e 280°C nos Processos A, B e C, respectivamente). A diminuição da temperatura da peça, em conjunto com a diminuição da temperatura da zona de entrada do forno contínuo (450, 400 e 350°C nos Processos A, B e C, respectivamente) e o aumento do tempo de residência no forno no Processo C (80 min, em comparação com 70 min nos Processos A e B), possivelmente resultou em uma peça resfriada a cerca de 240°C (temperatura do primeiro tratamento de choque térmico) com distribuição de temperatura mais homogênea para suportar o choque térmico em água a 60°C. As

alterações introduzidas nos parâmetros de tratamento de têmpera e de resfriamento controlado foram efetivas para a diminuição das quantidades de peças fraturadas tanto durante o resfriamento brusco, no dispositivo de têmpera, como após o tratamento de têmpera, no forno de resfriamento controlado e no tratamento de choque térmico. Este resultado indicou que a diminuição da severidade de têmpera diminuiu os gradientes térmicos e as tensões térmicas gerados na peça durante o resfriamento brusco e, também, diminuiu o nível das tensões residuais na peça temperada.

A faixa de temperatura de têmpera empregada neste trabalho variou de 580 a 620°C, cerca de 20 a 60°C acima da temperatura de transição vítrea,  $T_g$ , de 560°C, determinada no vidro de silicato sodocáustico utilizado (Figura 12). Esta faixa de temperatura foi menor do que a faixa de temperatura empregada no processo de têmpera de vidros planos, *float* (~620 a 640°C), que apresentam elevada probabilidade de fratura quando a tensão transiente de tração na superfície, durante o resfriamento brusco, excede cerca de 30 MPa [3]. Isto mostra que a geometria relativamente complexa do dielétrico produzido (Figura 1), em comparação com a do vidro plano, resultou em maiores níveis de tensões térmicas geradas durante o resfriamento brusco, devido à diferença na condição de extração de calor ao longo da peça (causada, entre outros fatores, pela variação de espessura e pela diferença entre as condições de resfriamento das superfícies externa e interna do dielétrico, Figura 1) e, também, devido à restrição de deformação associada à geometria da peça. É possível também, que a geometria complexa do dielétrico resultou em diminuição do nível máximo de tensão transiente de tração na superfície que a peça conformada suportou durante o tratamento de têmpera, em comparação com o do vidro plano. Este raciocínio corrobora a interpretação acima de que a diminuição da severidade do resfriamento brusco diminuiu os gradientes térmicos e as tensões térmicas gerados na peça durante o tratamento de têmpera.

O aumento da temperatura de têmpera normalmente aumenta o nível da tensão de compressão na superfície do vidro, o que acarreta no aumento da resistência mecânica da peça de vidro [3], até uma determinada temperatura a partir da qual a tensão térmica superficial provoca por si só o trincamento do material. Neste trabalho, entretanto, a diminuição da temperatura de têmpera de 620°C para 580°C (Processos A e C, respectivamente) causou um ligeiro aumento da força de ruptura média de 151 kN para 156 kN no ensaio de

compressão (Figura 7b). Embora o aumento tenha sido pequeno (3,6%), a diferença foi estatisticamente significativa em 95% de nível de confiança. A Figura 13 apresenta os gráficos de Weibull dos resultados de força de ruptura obtidos no ensaio de compressão e a Tabela 3 apresenta os valores determinados dos parâmetros de distribuição de Weibull.

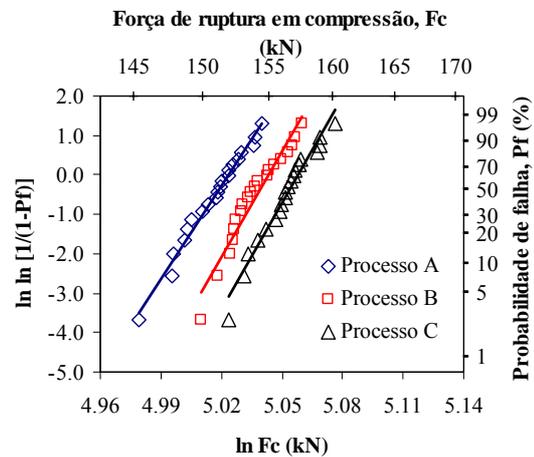


Figura 13 – Gráfico de Weibull dos valores de força de ruptura obtidos no ensaio de compressão.

**Tabela 3:** Parâmetros de Weibull ( $F_{r,0}$  – força de ruptura característica e  $m$  – módulo de Weibull) dos valores de força de ruptura em compressão.

Processo	$F_{r,0}$ (kN)	$m$
A	152	78
B	155	88
C	157	91

Os valores do módulo de Weibull,  $m$ , da força de ruptura foram muito elevados (acima de 70, Tabela 3), em decorrência do tipo de ensaio realizado (ensaio de compressão). A diminuição da severidade de têmpera parece ter favorecido o aumento do valor de  $m$  da força de ruptura, ou seja, diminuído a dispersão dos resultados. Este resultado sugere que defeitos superficiais, como microtrincas, podem ter limitado a resistência do vidro, sendo que a diminuição da quantidade e do tamanho dos defeitos com a diminuição da severidade de têmpera aumentou a resistência mecânica e a confiabilidade mecânica (aumento do valor de  $m$ ) do dielétrico.

A diminuição da severidade de têmpera também causou aumento da resistência ao choque térmico frio-quente, tendo sido observado aumento do valor médio de tempo de ruptura na variação do Processo A para C (Figura 9b), embora as diferenças não tenham sido estatisticamente significantes em 95% de nível de confiança. A Figura 14 apresenta os gráficos de Weibull dos resultados de tempo de

ruptura determinados no ensaio de choque térmico frio-quente e a Tabela 4 apresenta os valores determinados dos parâmetros de Weibull.

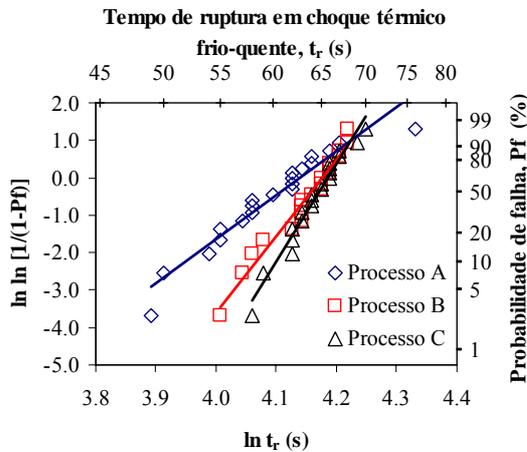


Figura 14 – Gráfico de Weibull dos valores de tempo de ruptura determinados no ensaio de choque térmico frio-quente.

**Tabela 4:** Parâmetros de Weibull ( $t_{r,0}$  – tempo de ruptura característico e  $m$  – módulo de Weibull) dos valores de tempo de ruptura no ensaio de choque térmico frio-quente.

Processo	$t_{r,0}$ (s)	$m$
A	63	12
B	65	20
C	66	26

O valor do módulo de Weibull,  $m$ , do tempo de ruptura do choque térmico frio-quente aumentou de 12 no Processo A para 26 no Processo C (Tabela 4), mostrando aumento significativo da confiabilidade termomecânica com a diminuição da severidade de têmpera. Neste caso, também, a resistência ao choque térmico do vidro pode ter sido definida pela quantidade e pelo tamanho dos defeitos superficiais, como microtrincas, gerados no tratamento de têmpera.

As variações dos resultados de resistência mecânica à compressão (Tabela 3) e resistência ao choque térmico frio-quente (Tabela 4) foram similares, tanto em relação ao aumento do valor médio como à diminuição da dispersão dos valores (aumento da confiabilidade), com a diminuição da severidade de têmpera. Esta similaridade de comportamentos está em acordo com o parâmetro de resistência ao choque térmico,  $R'$ , dado por [8]:

$$R' = \frac{k\sigma_f(1-\nu)}{E\alpha} \quad (3)$$

onde,  $k$  é a condutividade térmica,  $\sigma_f$  é a resistência à ruptura,  $\nu$  é o coeficiente de Poisson,  $E$  é o módulo de elasticidade e  $\alpha$  é o coeficiente de expansão térmica do material. O parâmetro  $R'$  prevê relação direta entre a resistência à ruptura e a resistência ao choque térmico (Equação 3). Os melhoramentos observados nos demais resultados de ensaios de impacto (Figura 8) e de choque térmico, quente-frio (Figura 10) e ciclagem térmica (Figura 11), na variação do Processo A para C, isto é, com a diminuição da severidade de têmpera, também podem ser associados com o aumento da resistência mecânica do dielétrico temperado. As Figuras 15 e 16 apresentam os resultados dos ensaios de impacto e de choque térmico em função da força de ruptura em compressão.

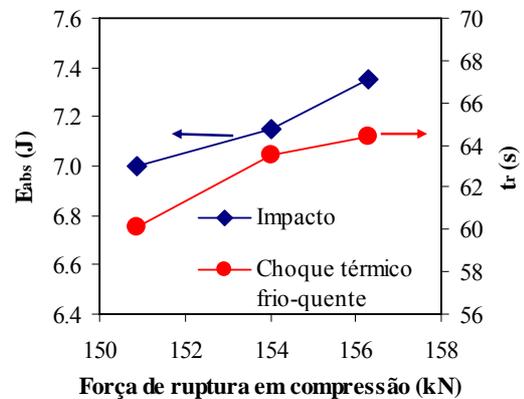


Figura 15 – Resultados de energia absorvida no ensaio de impacto,  $E_{abs}$ , e de tempo de ruptura no ensaio de choque térmico frio-quente,  $t_r$ , em função da força de ruptura em compressão.

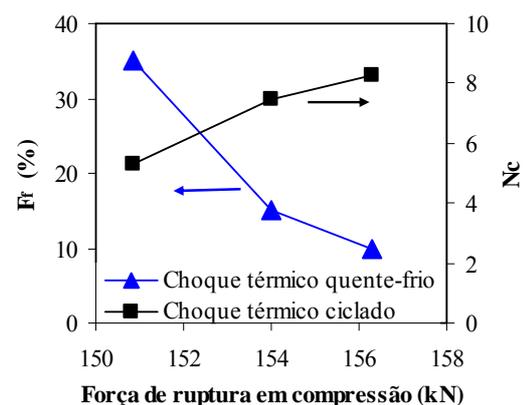


Figura 16 – Resultados de fração das peças fraturadas no ensaio de choque térmico quente-frio,  $F_r$ , e número de ciclo médio das peças reprovadas (fraturadas em menos de dez ciclos) no ensaio de choque térmico ciclado,  $N_c$ , em função da força de ruptura em compressão.

As correlações observadas entre as propriedades avaliadas (resistências ao impacto e ao choque térmico) e a resistência mecânica (força de ruptura em compressão, Figuras 15 e 16) sugerem que os mesmos tipos de defeitos superficiais, como microtrincas, devem ter limitado tanto as propriedades mecânicas (resistência mecânica e resistência ao impacto) como as termomecânicas (resistência ao choque térmico frio-quente, quente-frio e ciclagem térmica) do dielétrico de vidro temperado. Portanto, os observados aumentos das propriedades mecânicas e termomecânicas com a diminuição da severidade de têmpera podem estar relacionados com a diminuição da capacidade de concentração de tensão dos defeitos superficiais.

Os efeitos desta mudança foram mais que suficientes para compensar a diminuição do nível máximo de tensão residual de compressão esperada com a diminuição da severidade do resfriamento brusco no tratamento de têmpera. Além da possível redução dos defeitos superficiais, a diminuição da severidade de têmpera pode ter resultado em menores gradientes de tensão residual na peça temperada, difíceis de serem previstas e medidas ao longo de todo o dielétrico devido à sua geometria relativamente complexa (Figura 1), o que pode ter favorecido o aumento da resistência mecânica.

Os defeitos que determinaram a fratura das peças temperadas podem ter sido formados tanto durante a etapa de conformação do vidro como durante a etapa de tratamento de têmpera. Assim, as alterações nos parâmetros de processo, principalmente as diminuições das temperaturas nos diversos estágios da fabricação, foram efetivas em diminuir a ocorrência de fratura nas diversas etapas do processo e em aumentar as propriedades tanto mecânicas como termomecânicas do dielétrico.

## 5. Conclusões

Com relação aos efeitos da variação dos parâmetros de processo do dielétrico de vidro temperado, as seguintes conclusões foram obtidas:

a) a diminuição da temperatura do vidro durante a etapa de conformação, realizada por meio da diminuição da temperatura da gota de vidro e do aumento no tempo total do ciclo de conformação, foi benéfica para a diminuição de ocorrência de peças com trincas superficiais; e

b) a diminuição da severidade de têmpera, por meio da diminuição da temperatura de têmpera e diminuição da pressão do fluxo de ar superior do dispositivo de têmpera (*tournettes*), foi eficiente em:

- i) diminuir a quantidade de peças fraturadas durante

- ou após o tratamento de têmpera; ii) aumentar as propriedades mecânicas (força de ruptura no ensaio de compressão e energia absorvida no ensaio de impacto) e a resistência ao choque térmico nos ensaios frio-quente, quente-frio e ciclagem térmica; e iii) aumentar a confiabilidade mecânica e termomecânica (diminuição da dispersão dos resultados) do dielétrico temperado.

## Agradecimentos

Os autores agradecem à empresa Prismatic, que possibilitou a realização deste trabalho. HNY também agradece ao CNPq pela Bolsa de Produtividade em Desenvolvimento Tecnológico e Extensão Inovadora – DT.

## Referências

- [1] Castilha, R.; Faesarella, A.S.; Velazquez, N.D.M. Estudo preliminar do aumento da resistência mecânica de isoladores de vidro via cristalização superficial. In: *Anais do X Encontro Regional Latino Americano de La CIGRÉ – Conférence Internationale des Grands Réseaux Électriques*, 2003, Puerto Iguazu, Argentina. Informe Técnico X/PI-15.2, 2003.
- [2] SINDIVIDRO – Sindicato da Indústria de Vidros e Cristais Planos e Ocos no Estado de São Paulo. In: *Índices setoriais econômicos*. <<http://www.sindividro.com.br>>.
- [3] McMaster, R.A.; Shetterly, D.M.; Bueno, A.G. Annealed and tempered glass. In: *Ceramic and glasses – Engineered materials handbook*, v. 4. EUA: ASM International, Ed. S.J. Schneider Jr. et al., p. 453-459, 1991.
- [4] Doyle, P.J. *Glass making today: an introduction to current practice in glass manufacture*. Sheffield: British Glass Industry Research Association & Portcullis Press, p. 252-260, 1979.
- [5] Blank, K. Some practical aspects of thermally strengthened glass. In: *Strength of inorganic glass*. New York: Plenum Press, Ed. C.R. Kurkjian, p. 485-499, 1985.
- [6] Schaeffer, H.A. Thermal and chemical strengthening of glass – review and outlook. In: *Strength of inorganic glass*. New York: Plenum Press, Ed. C.R. Kurkjian, p. 469-483, 1985.
- [7] Associação Brasileira de Normas Técnicas, NBR5032 – Isoladores para linhas aéreas com tensões acima de 1000 V - Isoladores de porcelana ou vidro para sistemas de corrente alternada. 2004.

- [8] Kingery, W.D.; Bowen, H.K.; Uhlmann, D.R.  
*Introduction to ceramics*. EUA: John Willey &  
Sons, p. 816-846, 1976.