

CAPÍTULO IV

RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 Caracterização dos Materiais Usados nos Ensaios de Macroindentação Instrumentada do Planejamento Fatorial Completo

Este tópico apresenta a caracterização dos sete aços (“A” à “G”), apresentados na Tab. 3.1, cujas amostras foram usadas na realização dos ensaios de macroindentação instrumentada, conforme o planejamento experimental descrito no item 3.1.4, com o objetivo de avaliar a aplicação dos modelos de “Haggag *et al.*” e de “Ahn e Kwon” para determinar as propriedades mecânicas de tração de aços.

4.1.1 Análise de Composição Química

As composições químicas dos aços “A” à “G” são mostradas na Tab. 4.1.

Tabela 4.1 – Composições químicas dos aços “A” à “G” (% em peso).

Aço	C	S	P	Mn	Si	Cu	Cr	Ni	Mo	Al	V	Ti	Nb	W
A	0,205	0,019	0,012	0,828	0,274	0,180	0,117	0,088	0,027	0,028	0,001	0,019	0,003	0,006
B	0,194	0,015	0,011	1,596	0,228	-	0,165	0,020	0,035	0,002	0,002	0,001	-	-
C	0,079	0,012	0,014	1,513	0,295	-	0,059	-	0,074	0,024	0,040	0,002	0,031	0,018
D	0,268	0,010	0,013	1,088	0,240	-	0,346	0,007	0,030	0,026	0,004	0,030	0,006	0,017
E	0,004	-	0,021	0,477	0,324	0,060	11,900	6,670	2,056	0,005	0,047	0,157	0,024	0,155
F	0,335	0,017	0,015	0,445	0,329	0,014	0,943	0,020	0,865	0,027	0,053	0,017	0,033	0,023
G	0,375	0,011	0,016	0,376	0,375	0,044	0,999	0,017	1,300	0,024	0,068	0,004	0,085	0,029

A partir da Tab. 4.1, nota-se que há aços com baixos teores de carbono (“C” e “E”), aços com teores intermediários (“A”, “B” e “D”) e outros com teores mais elevados deste elemento (“F” e “G”).

Os aços “A”, “B” e “D” enquadram-se na classificação dos aços-carbono e C-Mn, com o aço “D” apresentando teores um pouco mais elevados de Cr e Ti. O aço “C” é do tipo microligado, pois possui quantidades significativas de V e Nb, o que justifica seu baixo teor de C. Já os aços “F” e “G” podem ser classificados como de baixa liga, pois possuem teores significativos de Cr, Mo, V e Nb.

Segundo Silva e Mei (2006), há uma classe especial de aços inoxidáveis martensíticos, denominada de “supermartensíticos”, com ampla aplicação em tubulações empregadas na produção de petróleo, caracterizada por teores de carbono muito baixos ($C < 0,02\%$) e composições em torno de 12% Cr, 2-6% Ni e 0-2,5% Mo. Relativo à composição química (teores de C, Cr, Ni e Mo), o aço “E” assemelha-se aos aços supermartensíticos e, a princípio, pode ser classificado como tal. Este aço também é o que apresenta maiores teores de Ti e W. O W é um elemento adicionado ao aço com o objetivo de reduzir a formação de precipitados $M_{23}C_6$ em serviço a altas temperaturas (BARBADIKAR *et al.*, 2014a), enquanto o Ti é adicionado ao aço visando a formação de carbonetos (TiC), inibindo a formação de carbonetos de cromo, estes com efeito muito nocivo na resistência à corrosão dos aços inoxidáveis (SILVA; MEI, 2006). O titânio também age como refinador de grão (SOUZA, 1989).

Para a amostra do aço “B”, que dentre todas as amostras dos sete aços é a que possui maior espessura, a análise de composição química foi realizada em cinco pontos, ao longo da espessura, como mostrado na Fig. 4.1, com o objetivo de verificar a existência de variação na composição química, o que poderia indicar um gradiente de composição ou uma ausência de repetibilidade de medição do espectrômetro. Os resultados das cinco medições estão indicados na Tab. 4.2.



Figura 4.1 – Pontos de análise de composição química ao longo da espessura da amostra do aço “B”.

Tabela 4.2 – Composições químicas para os cinco pontos de medição na amostra do aço “B” (% em peso).

Ponto	C	S	P	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	Al	V	Ti
1	0,196	0,015	0,010	1,554	0,223	0,160	0,019	0,034	0,001	0,001	0,001
2	0,192	0,013	0,011	1,578	0,224	0,163	0,019	0,034	0,002	0,002	0,001
3	0,191	0,016	0,011	1,593	0,225	0,163	0,020	0,035	0,001	0,002	0,001
4	0,196	0,016	0,013	1,626	0,233	0,169	0,022	0,036	0,003	0,003	0,002
5	0,197	0,016	0,012	1,628	0,234	0,170	0,022	0,037	0,003	0,003	0,002

A partir da Tab. 4.2, conclui-se que não há variação significativa na composição química ao longo da espessura da amostra do aço “B”. A composição química do aço “B” indicada na Tab. 4.1 é a média dos cinco pontos da Tab. 4.2.

4.1.2 Perfil de Dureza ao Longo da Espessura das Amostras

A Figura 4.2 apresenta os perfis de dureza Vickers (HV10) ao longo da espessura das amostras dos aços “A” à “G”.

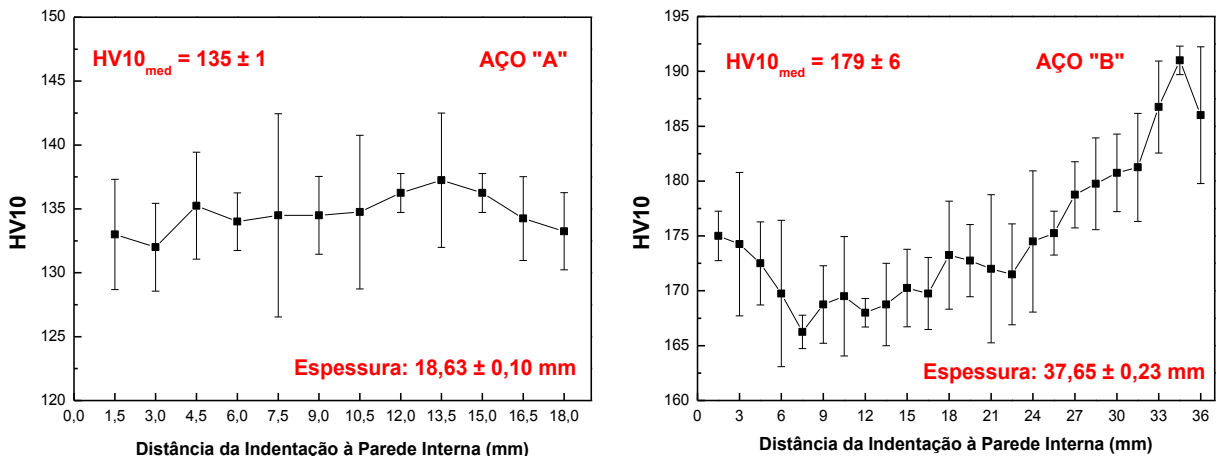


Figura 4.2 – Perfis de dureza ao longo da espessura das amostras dos aços “A” à “G”. Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados pelas barras verticais. Também estão indicadas a espessura média, medida com um paquímetro digital (certificado de calibração nº 07625/13) e a dureza média (HV10_{med}) para cada amostra, com os respectivos intervalos de confiança (95%).

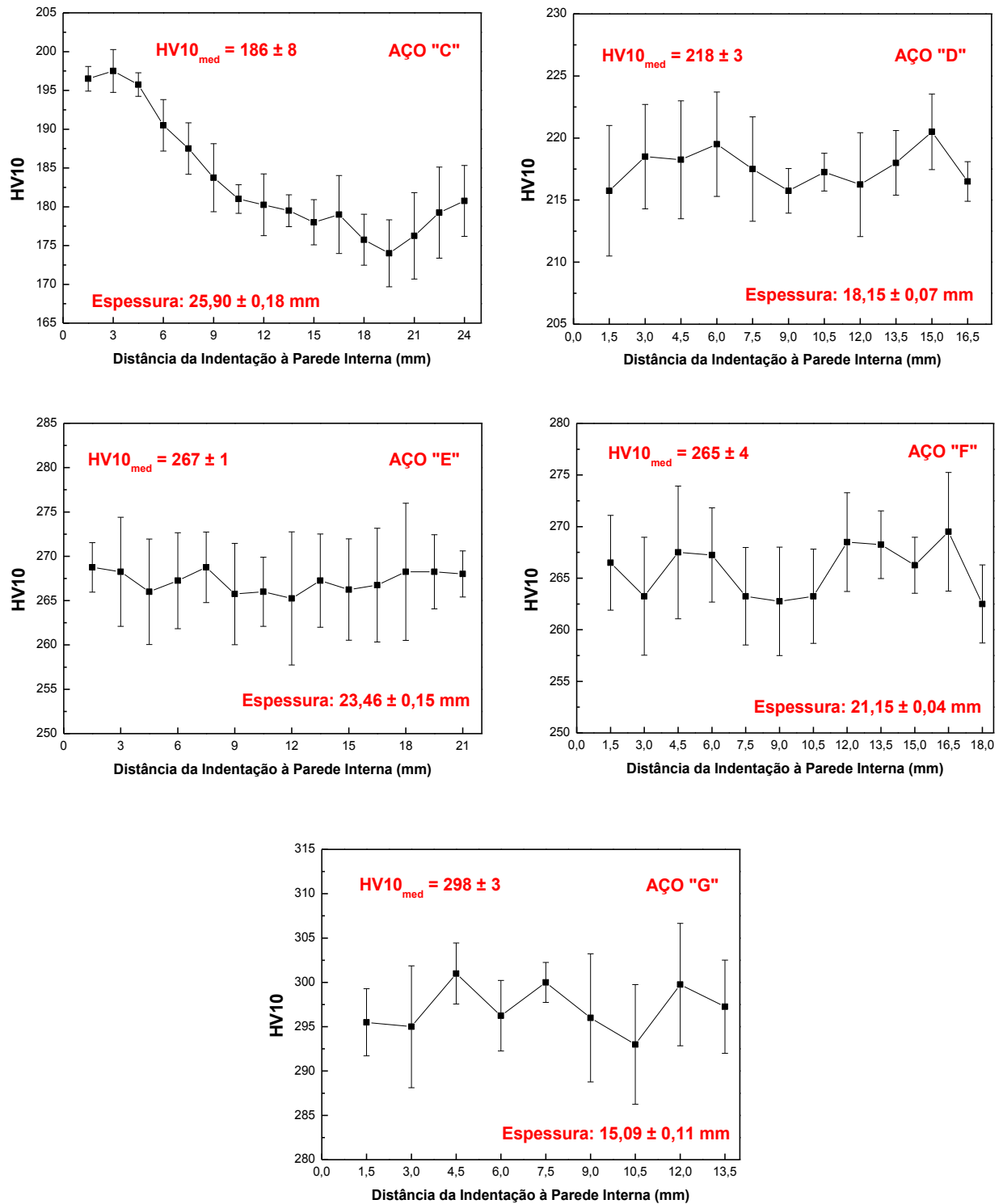


Figura 4.2 – Continuação.

A partir da Fig. 4.2, conclui-se que as amostras dos aços "B" e "C" possuem gradiente de dureza ao longo da espessura. Para as amostras dos outros aços, pode-se considerar que a dureza é constante, independente da posição na amostra.

4.1.3 Análise por Difração de Raios-X

A Figura 4.3 apresenta os difratogramas dos aços “A” à “G”, nos quais estão destacados os picos referentes ao ferro alfa (α) e ao ferro gama (γ).

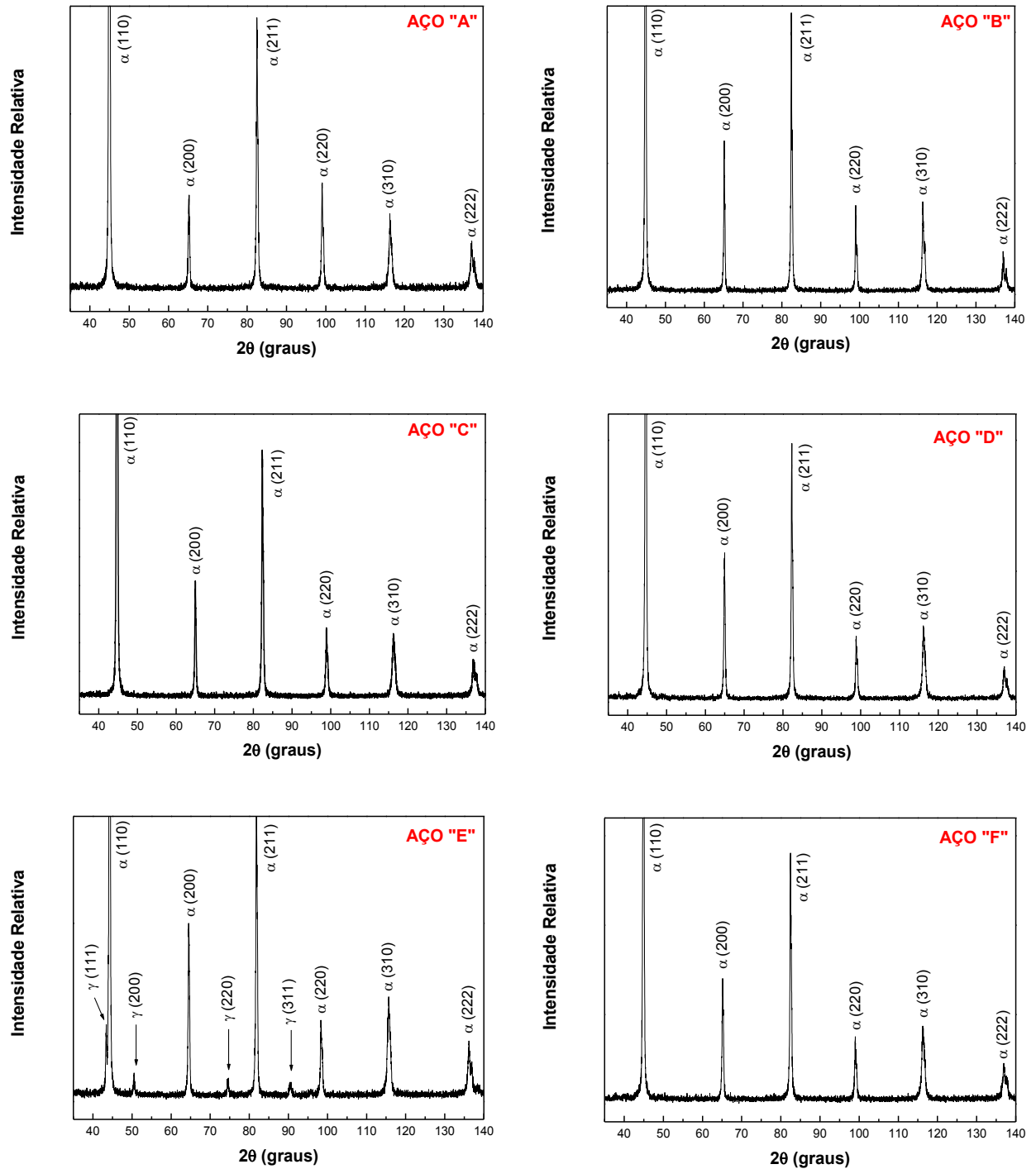


Figura 4.3 – Difratogramas dos aços “A” à “G”, indicando os picos do ferro alfa (α) e do ferro gama (γ). A escala de intensidade relativa foi limitada na parte superior para permitir a melhor visualização dos picos de menor intensidade.

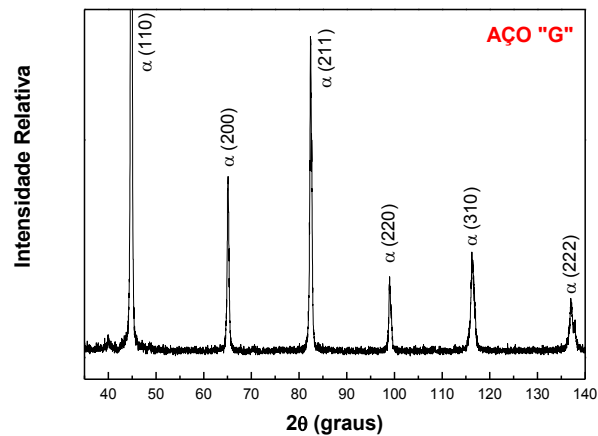


Figura 4.3 – Continuação.

Apenas picos associados ao ferro α (ferrita – martensita) e ao ferro γ (austenita) estão presentes nos difratogramas. Nenhum pico associado a outras fases (ex.: carbonetos ou nitretos) foi identificado, de forma que, se presentes nos aços, a fração volumétrica destas é muito pequena.

Para todos os aços, exceto o aço “E”, há picos associados apenas ao ferro α , indicando a presença de ferrita, martensita ou ambas na microestrutura dos aços.

No difratograma do aço “E”, além dos picos associados ao ferro α , também estão presentes os quatro primeiros picos associados ao ferro γ . Isso indica a presença de austenita retida, em pequena quantidade volumétrica, já que as intensidades dos picos do ferro γ são muito menores que as intensidades dos picos do ferro α . A Figura 4.4 mostra o difratograma do aço “E”, com destaque para os quatro primeiros picos.

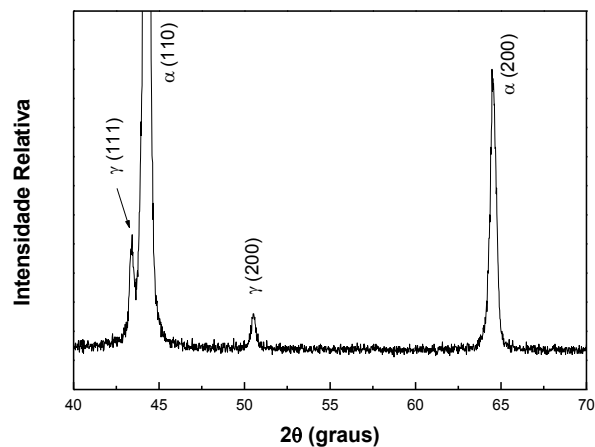


Figura 4.4 – Difratograma do aço “E”, com destaque para os dois primeiros picos do ferro α e os dois primeiros picos do ferro γ .

Segundo Tanaka e Choi¹¹ (*apud* LEEM *et al.*, 2001), a fração volumétrica de austenita retida à temperatura ambiente pode ser calculada a partir de análise por difração de raios-X, usando radiação CuK α , através da Eq. (4.1).

$$V_{\gamma} = \frac{1,4 \cdot I_{\gamma}}{I_{\alpha} + 1,4 \cdot I_{\gamma}} \quad (4.1)$$

Onde: V_{γ} é a fração volumétrica de austenita retida, I_{γ} é a intensidade integrada correspondente ao pico (111) $_{\gamma}$ e I_{α} é a intensidade integrada correspondente ao pico (110) $_{\alpha}$.

Com base no difratograma da Fig. 4.4 e utilizando a Eq. (4.1), chega-se a um valor de aproximadamente 7% para a fração volumétrica de austenita retida no aço “E”. Este valor é compatível com aqueles encontrados na literatura para aços de composição semelhante (MA *et al.*, 2010).

4.1.4 Análise Metalográfica

A Tabela 4.3 apresenta as microestruturas dos aços “A” à “G”, assim como a descrição das fases/microconstituintes presentes.

Destaca-se que a descrição das microestruturas apresentada na Tab. 4.3 não foi baseada somente nas fotomicrografias mostradas nesta mesma tabela. Foi necessário recorrer a outras análises para se chegar à descrição das microestruturas, como por exemplo, microscopia ótica com maiores ampliações, microscopia eletrônica de varredura e microanálise química por EDS. Como estas outras análises são prescindíveis para o restante do trabalho, já que é suficiente saber que os ensaios de macroindentação foram realizados em aços com microestruturas distintas (ferrítica, ferrítica-perlítica e martensítica), as mesmas não serão detalhadas neste tópico, mas são apresentadas no Apêndice III, no qual também são apresentados os exames de algumas inclusões encontradas nos sete aços. Salienta-se, ainda, que as microestruturas indicadas na Tab. 4.3 são sugestões, pois análises mais detalhadas podem indicar a presença de outros constituintes, tais como ferrita acicular (e outras classificações da ferrita), bainita, etc.

As fotomicrografias mostradas na Tab. 4.3 foram obtidas de regiões centrais das amostras, equidistantes das paredes internas e externas.

¹¹ TANAKA, M.; CHOI, C. S. *Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan (ISIJ)*, 12:16, 1972.

Tabela 4.3 – Microestruturas dos aços “A” à “G”.

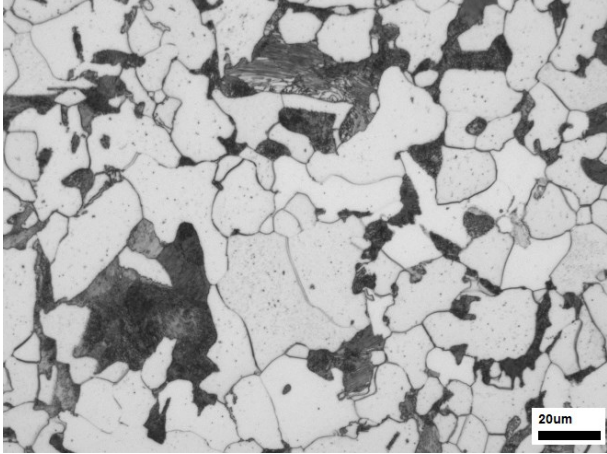
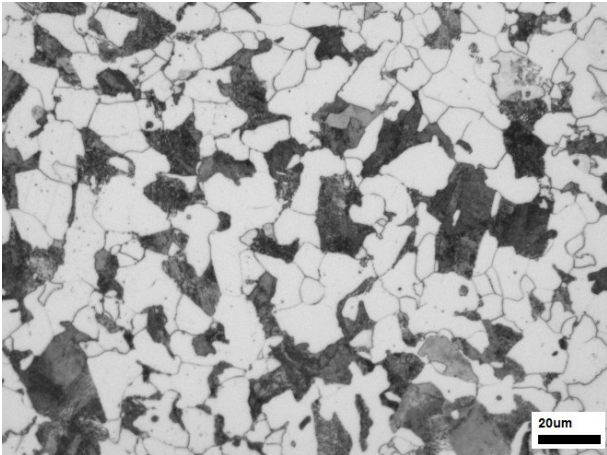
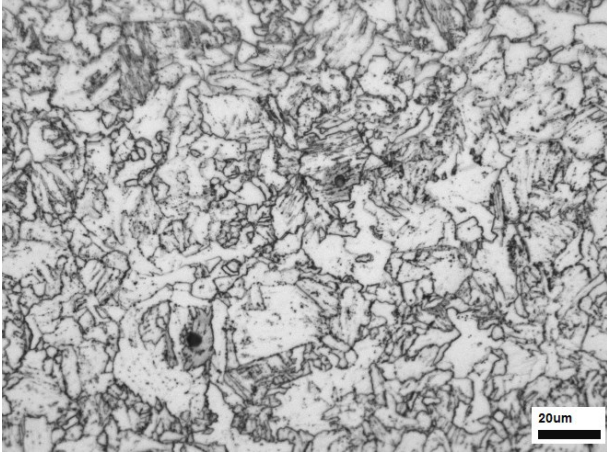
Aço	Fotomicrografia	Microestrutura
A	 <p data-bbox="496 898 970 931">Ataque químico: Nital 6% - 5 segundos.</p>	<p data-bbox="1190 602 1326 734">Ferrita (α) + Perlita</p>
B	 <p data-bbox="496 1467 970 1500">Ataque químico: Nital 6% - 5 segundos.</p>	<p data-bbox="1190 1171 1326 1303">Ferrita (α) + Perlita</p>
C	 <p data-bbox="488 2036 978 2069">Ataque químico: Nital 6% - 10 segundos.</p>	<p data-bbox="1139 1787 1377 1821">Matriz ferrítica (α)</p>

Tabela 4.3 – Continuação.

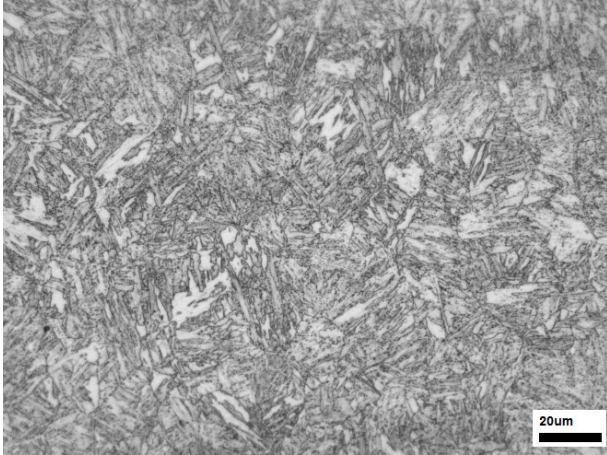

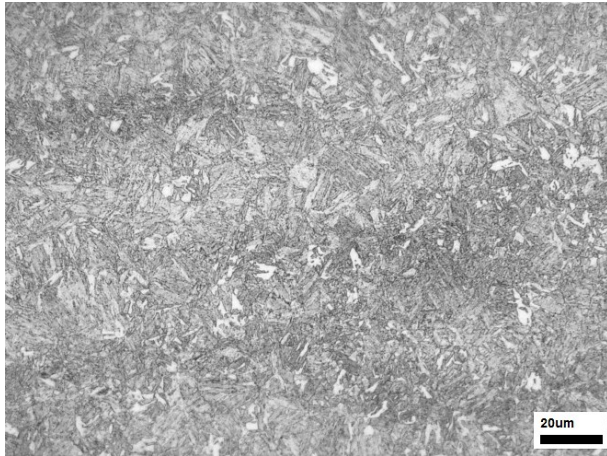
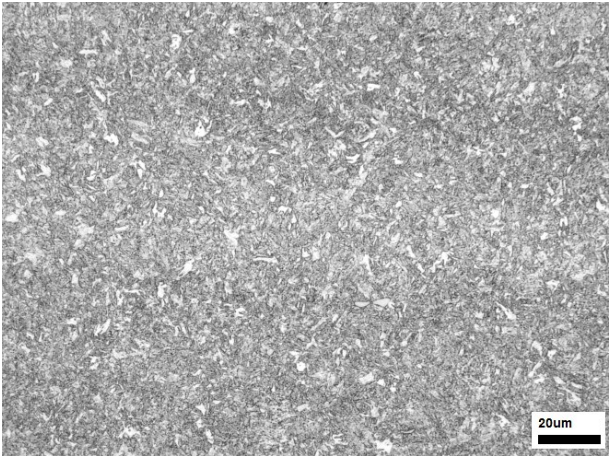
D	 <p>Ataque químico: Nital 6% - 10 segundos.</p>	<p>Matriz predominantemente martensítica (α') com a presença de grãos de ferrita (α) dispersos.</p>
E	 <p>Ataque químico: Vilela – 60 segundos.</p>	<p>Matriz predominantemente martensítica (α') com a presença de plaquetas de austenita retida (γ) distribuídas entre as ripas de martensita.</p>
F	 <p>Ataque químico: Nital 6% - 5 segundos.</p>	<p>Matriz predominantemente martensítica (α') com a presença de grãos de ferrita (α) dispersos.</p>

Tabela 4.3 – Continuação.

G	 <p data-bbox="496 875 970 909">Ataque químico: Nital 6% - 3 segundos.</p>	<p data-bbox="1126 488 1385 775">Matriz predominantemente martensítica (α') com a presença de grãos de ferrita (α) dispersos.</p>
---	--	---

A análise microestrutural está de acordo com os resultados obtidos por difração de raios-X, uma vez que todos os aços são constituídos, essencialmente, pelas fases ferrita (α) e martensita (α'), como indicado pela presença de picos associados ao ferro α em todos os difratogramas.

4.2 Avaliação das Curvas “Força versus Deslocamento”

As Figuras 4.5 e 4.6 apresentam as curvas “força versus deslocamento” de alguns dos 210 ensaios de macroindentação instrumentada realizados para atender ao planejamento fatorial completo descrito no item 3.1.4.

As curvas obtidas nos ensaios realizados no presente trabalho são semelhantes às encontradas na literatura, com um comportamento próximo do linear em todas as regiões, exceto no último ciclo, no qual ocorre o descarregamento total. Verifica-se que as curvas apresentam um comportamento linear desde o início do ensaio, evidenciando que não ocorreu movimentação da amostra no início de aplicação da força, o que pode acontecer em amostras de pequenas dimensões, nas quais as superfícies não estão planas e paralelas. Além disso, as curvas obtidas em ensaios com diferentes forças máximas e diâmetros do

penetrador possuem aspectos semelhantes, diferenciando-se, basicamente, pelas máximas profundidades de penetração atingidas.

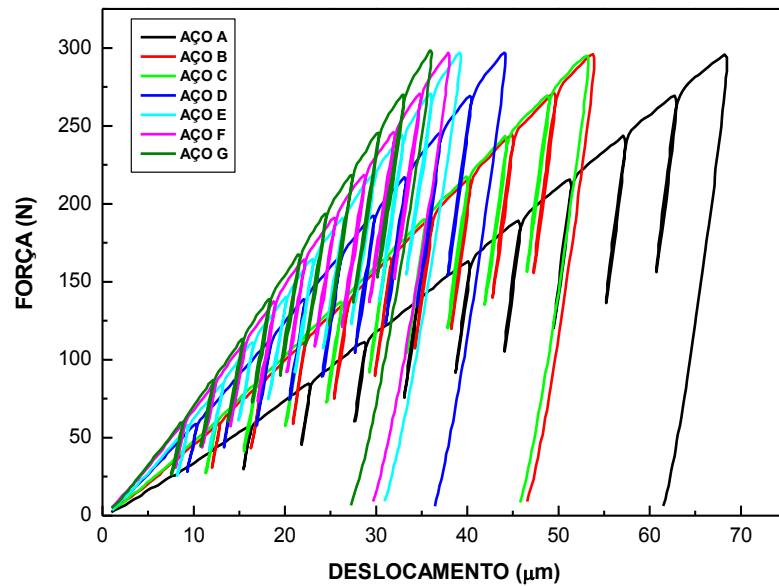


Figura 4.5 – Resultados dos ensaios de macroindentação realizados com o penetrador esférico de 1,0 mm de diâmetro e força máxima de 294 N. É mostrado o resultado de um ensaio, de um conjunto de cinco réplicas, para cada material.

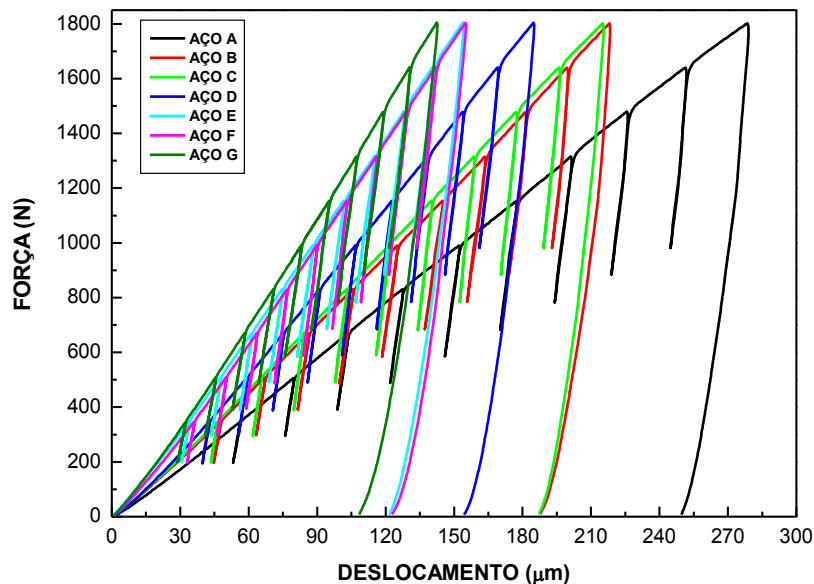


Figura 4.6 – Resultados dos ensaios de macroindentação realizados com o penetrador esférico de 1,5 mm de diâmetro e força máxima de 1800 N. É mostrado o resultado de um ensaio, de um conjunto de cinco réplicas, para cada material.

As maiores profundidades máximas de penetração ocorreram nos ensaios realizados na amostra do aço “A”, enquanto as menores profundidades foram verificadas no aço “G”, com valores intermediários para os outros cinco aços. Este resultado já era esperado, uma vez que o aço “A” tem a menor dureza (135 HV10), enquanto o aço “G” possui a maior dureza (298 HV10), dentre os sete aços analisados. Para uma mesma força máxima, tem-se que a profundidade máxima atingida no ensaio de macroindentação instrumentada diminui à medida que a dureza do material ensaiado aumenta.

As curvas “força *versus* deslocamento” para os aços “E” e “F” são muito semelhantes, atingindo praticamente a mesma profundidade em todos os ensaios (considerando a mesma condição de ensaio), já que esses dois aços possuem durezas muito próximas (267 HV10 e 265 HV10, respectivamente). O mesmo ocorre com os aços “B” e “C” (179 HV10 e 186 HV10, respectivamente).

As Figuras 4.7 e 4.8 apresentam as curvas “força *versus* deslocamento” de ensaios de macroindentação instrumentada realizados em diferentes posições ao longo da espessura das amostras dos aços “C” e “G”. As posições correspondem àquelas definidas na matriz de indentações mostrada na Fig. 3.5.

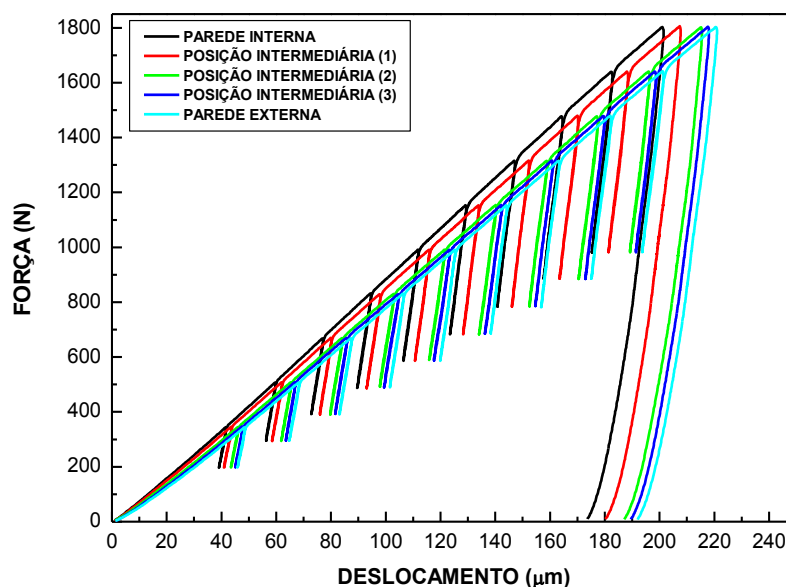


Figura 4.7 – Ensaio de macroindentação instrumentada realizados na amostra do aço “C”. Condição de ensaio: penetrador esférico de 1,5 mm de diâmetro e força máxima de 1800 N.

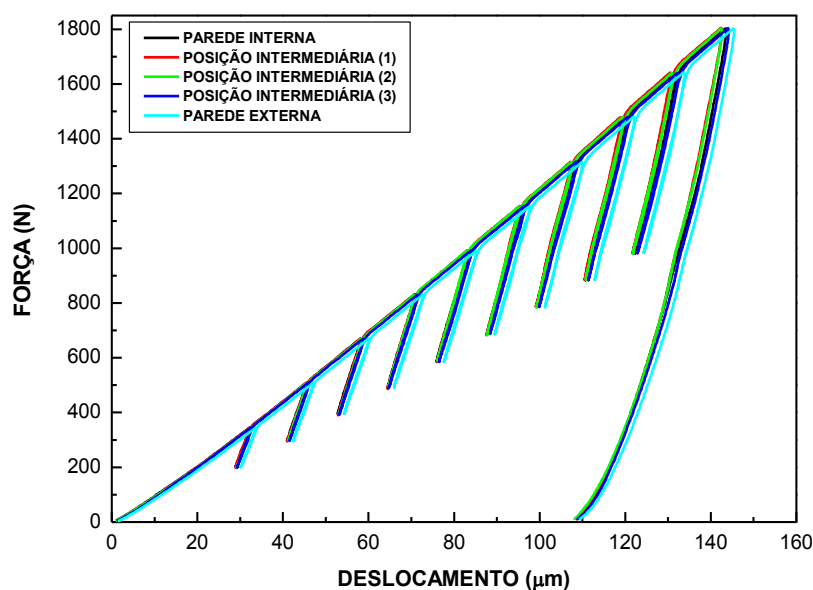


Figura 4.8 – Ensaios de macroindentação instrumentada realizados na amostra do aço “G”. Condição de ensaio: penetrador esférico de 1,5 mm de diâmetro e força máxima de 1800 N.

Verifica-se, com base nas Figuras 4.7 e 4.8, que existe uma diferença significativa entre as curvas dos ensaios realizados na amostra do aço “C”, que apresenta gradiente de dureza ao longo da espessura, mas esta diferença inexiste nos ensaios realizados na amostra do aço “G”, já que nesta não foi identificada a existência de gradiente de dureza ao longo da espessura.

Os resultados obtidos para o aço “C”, mostrados na Fig. 4.7, ratificam a ideia, já apresentada em vários trabalhos (BYUN *et al.*, 1997; RAMOS NETO *et al.*, 2004), de que é possível identificar e quantificar gradientes de propriedades mecânicas ao longo da espessura da parede de tubos através de ensaios de macroindentação instrumentada. Além disso, isso evidencia uma das limitações da utilização do ensaio na determinação de propriedades mecânicas *in situ*, quando apenas a parede externa do duto está acessível, ou seja, ao realizar o ensaio em campo, as propriedades mecânicas de tração calculadas são referentes à região próxima à parede externa do tubo, podendo sofrer variação significativa ao longo da espessura caso exista gradiente de propriedades.

Para os ensaios realizados na amostra do aço “G”, mostrados na Fig. 4.8, as curvas “força versus deslocamento” praticamente se sobrepõem, indicando boa repetibilidade do ensaio.

4.3 Avaliação da Dureza de Indentação

A partir das 210 curvas “força *versus* deslocamento” obtidas nos ensaios de macroindentação instrumentada, as durezas de indentação (H_{ABI}) dos aços “A” à “G”, para as diferentes condições de ensaio avaliadas (diâmetro do penetrador e força máxima), foram calculadas usando o programa de análise, através da Eq. (2.14). Como já destacado na revisão bibliográfica, a dureza de indentação é *similar* à dureza Brinell (HBW).

A Figura 4.9 apresenta as razões entre o diâmetro final (d_f), medido através de microscopia ótica após o término do ensaio de macroindentação instrumentada, e o diâmetro do penetrador (D), para os aços “A” à “G”.

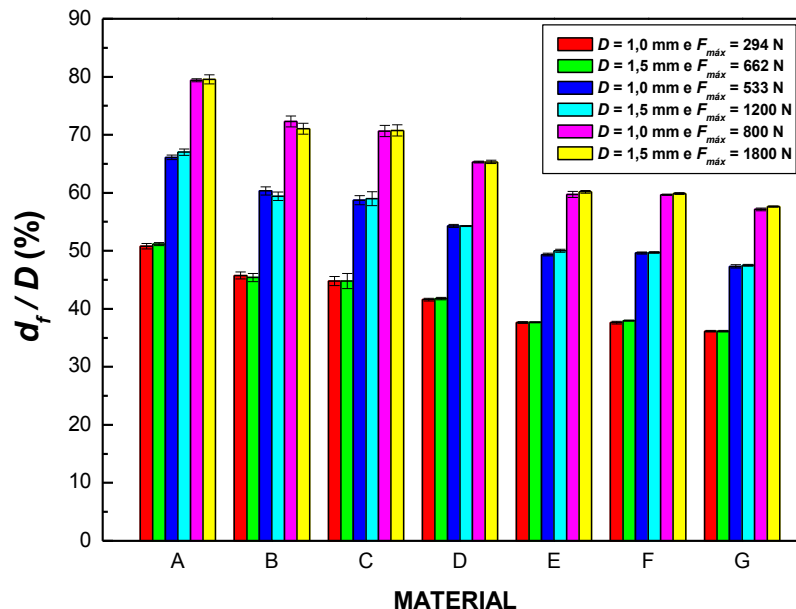


Figura 4.9 – Razões entre o diâmetro da indentação (d_f) e o diâmetro do penetrador (D), para os aços “A” à “G”, em função do diâmetro do penetrador (D) e da força máxima ($F_{\text{máx}}$) usados nos ensaios de macroindentação instrumentada. Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados.

Para os sete aços, as indentações resultantes dos ensaios com $D = 1,0 \text{ mm}$ e $F_{\text{máx}} = 294 \text{ N}$, assim como aquelas oriundas dos ensaios com $D = 1,5 \text{ mm}$ e $F_{\text{máx}} = 662 \text{ N}$, atenderam à norma ASTM E10 (2012), a qual, no cálculo da dureza Brinell, exige que o diâmetro da indentação fique entre 24% e 60% do diâmetro do penetrador. Isso já era esperado, uma vez que estas combinações de diâmetro do penetrador e força máxima

atendem à relação $F_{m\acute{a}x}/D^2 = 30 \text{ kgf/mm}^2$, recomendada pela ASTM E10 (2012) para ensaios em materiais com dureza entre 95,5 HBW e 650 HBW.

Para o aço “A”, que é o mais macio dentre os sete materiais analisados, verifica-se que os diâmetros das indentações obtidas nas condições em que foram empregados os níveis superiores de força máxima (800 N e 1800 N, para os penetradores de 1,0 mm e 1,5 mm de diâmetro, respectivamente) aproximam-se do diâmetro do penetrador ($d_f/D \approx 80\%$), com o diâmetro da indentação extrapolando o limite superior imposto pela ASTM E10 (2012), de 60% do diâmetro do penetrador. Isso demonstra que é desnecessário e contraindicado o uso de relações $F_{m\acute{a}x}/D^2$ superiores a 81,6 kgf/mm², principalmente em materiais de baixa dureza, pois se corre o risco da profundidade de penetração ser grande o suficiente a ponto de ocorrer o contato entre a superfície de teste e o porta-penetrador.

As Figuras 4.10 e 4.11 mostram, para os aços “A” à “G”, a comparação entre os valores de dureza Brinell determinados a partir da conversão da dureza Vickers média (HV10), calculada com base nas medições de dureza para traçar os perfis ao longo da espessura das amostras; os valores calculados a partir da medição do diâmetro da indentação, usando microscopia ótica e a Eq. (2.14); e os valores calculados a partir das curvas “força versus deslocamento” (H_{ABI}) dos ensaios de macroindentação instrumentada, usando os penetradores de 1,0 mm e 1,5 mm de diâmetro, respectivamente.

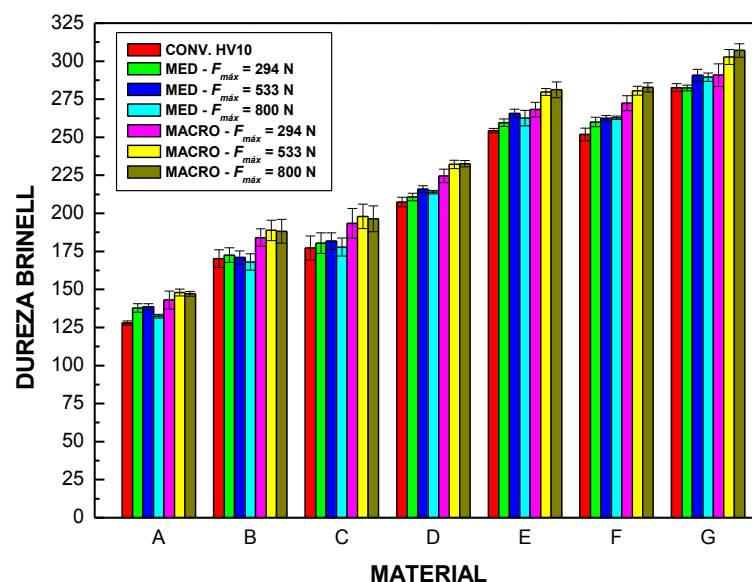


Figura 4.10 – Valores de dureza Brinell para os aços “A” à “G” calculados de três formas: conversão da dureza Vickers (CONV.HV10); medição do diâmetro da indentação, usando microscopia ótica (MED); e a partir das curvas “força versus deslocamento” (MACRO), para ensaios com penetrador de 1,0 mm. Os intervalos de 95% de confiança estão indicados.

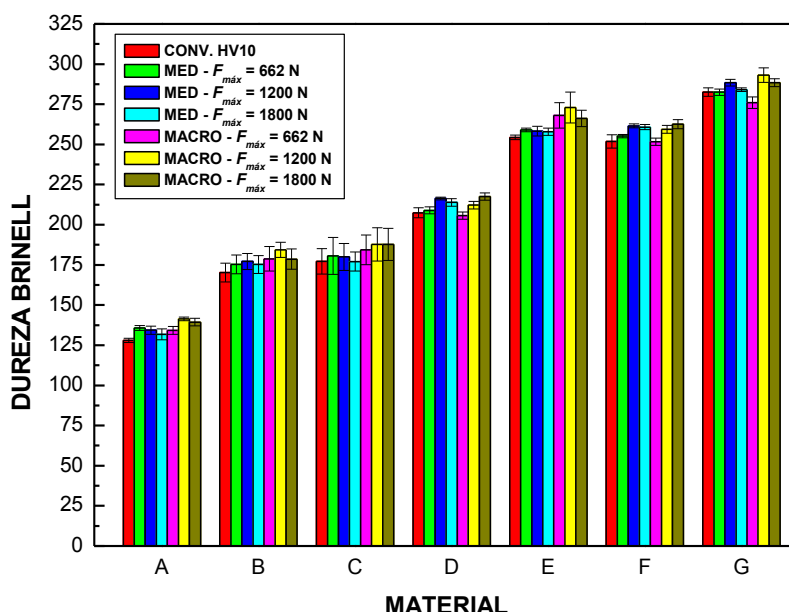


Figura 4.11 – Valores de dureza Brinell para os aços “A” à “G” calculados de três formas: conversão da dureza Vickers (CONV.HV10); medição do diâmetro da indentação, usando microscopia ótica (MED); e a partir das curvas “força *versus* deslocamento” (MACRO), para ensaios com penetrador de 1,5 mm. Os intervalos de 95% de confiança estão indicados.

Os resultados mostrados nas Figuras 4.10 e 4.11 indicam que a estimativa da dureza Brinell a partir das curvas “força *versus* deslocamento” de ensaios de macroindentação instrumentada (*dureza de indentação*) permite obter uma boa caracterização dos materiais quanto a essa propriedade mecânica, independente do diâmetro do penetrador e cargas utilizadas, uma vez que, do ponto de vista qualitativo, foi possível diferenciar os aços “A” à “G” quanto ao valor da dureza. Comparativamente aos outros aços, os intervalos de confiança para os aços “B” e “C” são maiores, pois as amostras destes aços possuem gradiente de dureza ao longo da espessura, como mostrado na Fig. 4.2.

A Figura 4.12 apresenta, para os aços “A” à “G”, os erros percentuais dos valores da dureza de indentação em relação aos valores de dureza Brinell determinados a partir da conversão da dureza Vickers (HV10), estes últimos adotados como valores de referência. Os erros percentuais foram calculados considerando-se os valores médios. De uma forma geral, os erros são inferiores a 12%, mas são maiores para o penetrador de 1,0 mm e, também, há uma tendência de aumento no erro à medida que a força máxima de indentação aumenta. Para os ensaios com $D = 1,5$ mm e $F_{max} = 662$ N, os erros ficaram abaixo de 5%, indicando uma equivalência entre as durezas de indentação e Brinell para esta condição.

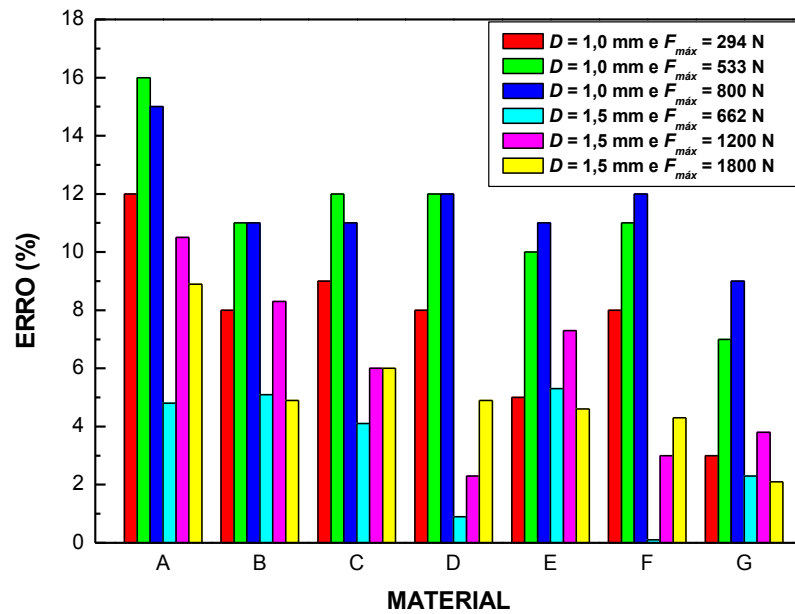
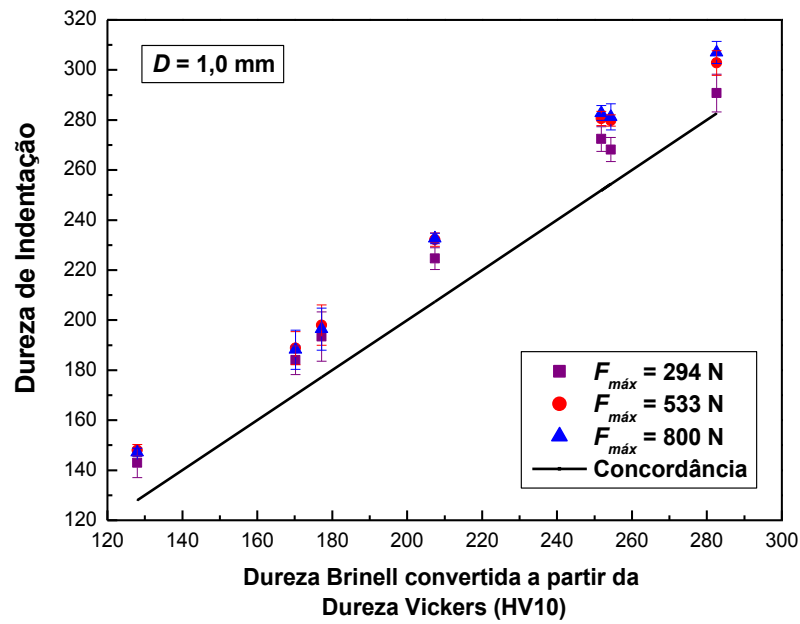


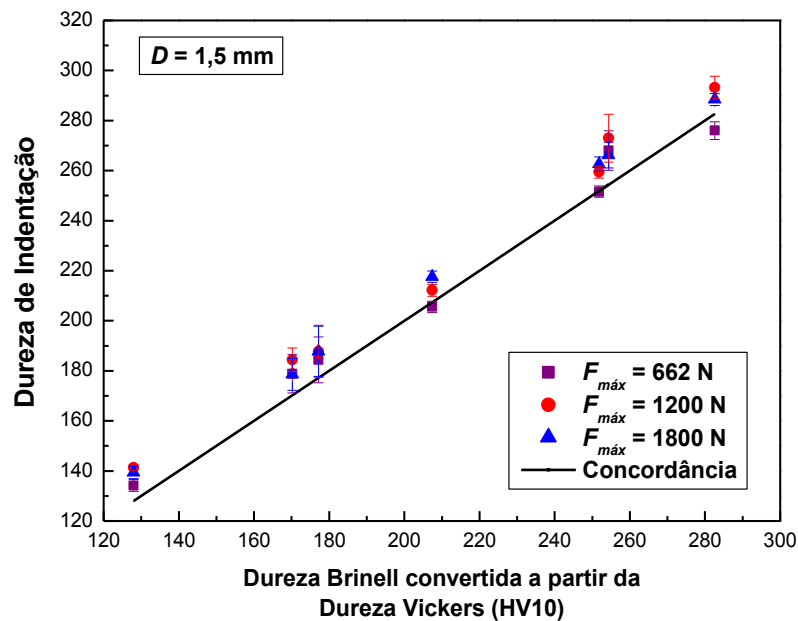
Figura 4.12 – Erros percentuais (em módulo) dos valores da dureza de indentação em relação aos valores de dureza Brinell determinados a partir da conversão da dureza Vickers (HV10). Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados.

A Figura 4.13 mostra que as durezas de indentação são superiores às durezas Brinell determinadas a partir da conversão da dureza Vickers, independente da força máxima e do diâmetro de penetrador utilizados nos ensaios. Porém, ratificando os resultados mostrados na Fig. 4.12, nota-se que as durezas de indentação são menores para os ensaios realizados com o penetrador de 1,5 mm e força máxima de 662 N. Nesta condição, as durezas de indentação, para os sete aços, ficaram muito próximas daquelas calculadas utilizando o durômetro (conversão a partir de HV10).

Portanto, a dureza de indentação calculada a partir da curva “força *versus* profundidade” obtida em ensaio de macroindentação instrumentada tende a ser maior que a dureza Brinell calculada a partir de um ensaio convencional, utilizando um durômetro Brinell e efetuando a medição do diâmetro da indentação via microscopia ótica, de acordo com o procedimento da norma ASTM E10 (2012). Isso pode ser explicado pelo fato de o diâmetro plástico final da indentação calculado com base na profundidade de penetração medida pelo LVDT ser ligeiramente menor que o diâmetro medido usando microscopia ótica. Segundo Das *et al.* (2005) e Das; Ghosh; Ghosh (2006), essa diferença deve-se à presença de material empilhado (*pile-up*) em torno da indentação, que não é considerada na medição com o LVDT.



(a)



(b)

Figura 4.13 – Comparação entre os valores de dureza calculados a partir das curvas “força versus deslocamento” dos ensaios de macroindentação instrumentada (*dureza de indentação*) e a partir da conversão da dureza Vickers (HV10): (a) ensaios realizados com penetrador de 1,0 mm e (b) penetrador de 1,5 mm de diâmetro. Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados.

Uma Análise de Variância (ANOVA) foi realizada, considerando as durezas de indentação calculadas a partir dos 210 ensaios de macroindentação instrumentada, com o objetivo de comprovar, estatisticamente, as conclusões apresentadas anteriormente. Os dados de entrada para efetuar a ANOVA são mostrados no Apêndice IV. A Tabela 4.4 apresenta os resultados da ANOVA, indicando a soma quadrática (SQ), o número de graus de liberdade (GL), a média quadrática (MQ), o valor da estatística F e o p -value (p)

Tabela 4.4 – Resultados da ANOVA para as durezas de indentação.

Fonte de Variação	SQ	GL	MQ	F	p
Material (1)	554446	6	92408	4528,7	<0,0001
$F_{m\acute{a}x}/D^2$ (2)	2571	2	1285	63,0	<0,0001
Diâmetro do Penetrador (3)	7524	1	7524	368,7	0,0142
1 x 2	760	12	63	3,1	<0,0001
1 x 3	1474	6	246	12,0	<0,0001
2 x 3	65	2	33	1,6	0,2064
1 x 2 x 3	397	12	33	1,6	0,0898
Erro	3428	168	20		
Total	570665	209			

Da Tabela 4.4, utilizando o critério de que há evidência significativa contra a hipótese nula (o fator analisado não influencia o resultado) se $p < 0,05$ (DUARTE; MEOLA, 2007), conclui-se que os efeitos principais dos três fatores são significativos, ou seja, os fatores “material” (1), “força máxima” (2), indicada através da relação $F_{m\acute{a}x}/D^2$, e “diâmetro do penetrador” (3) influenciam os valores da dureza de indentação, para um nível de confiança de 95%. As interações de segunda ordem 1x2 e 1x3 também são significativas, enquanto que as interações de segunda ordem 2x3 e de terceira ordem 1x2x3 não são significativas.

Entretanto, ao se utilizar a ANOVA, que tem o objetivo de efetuar a comparação estatística entre grupos (tratamentos ou populações), representados por N indivíduos (observações) em cada grupo, deve-se verificar a adequabilidade do modelo, ou seja, se os dados representam amostras aleatórias de populações normais, com mesma variância. Se as suposições são verdadeiras, os resíduos são variáveis aleatórias independentes com distribuição $N(0, \sigma^2)$ (BARROZO, 2014).

A Figura 4.14 mostra o gráfico de probabilidade normal dos resíduos para a ANOVA da Tab. 4.4. Observa-se que a maioria dos valores dos resíduos encontra-se sobre a reta teórica ou próxima desta. Assim, a hipótese de normalidade dos mesmos pode ser aceita (CALADO; MONTGOMERY, 2003).

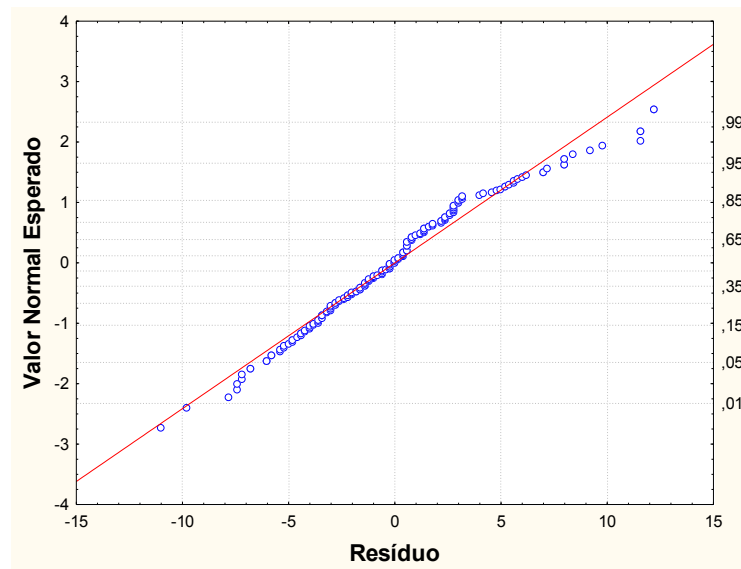


Figura 4.14 – Gráfico de probabilidade normal dos resíduos para a ANOVA da Tab. 4.4.

As Figuras 4.15 e 4.16 mostram os gráficos dos resíduos em função dos valores previstos e da ordem temporal, respectivamente.

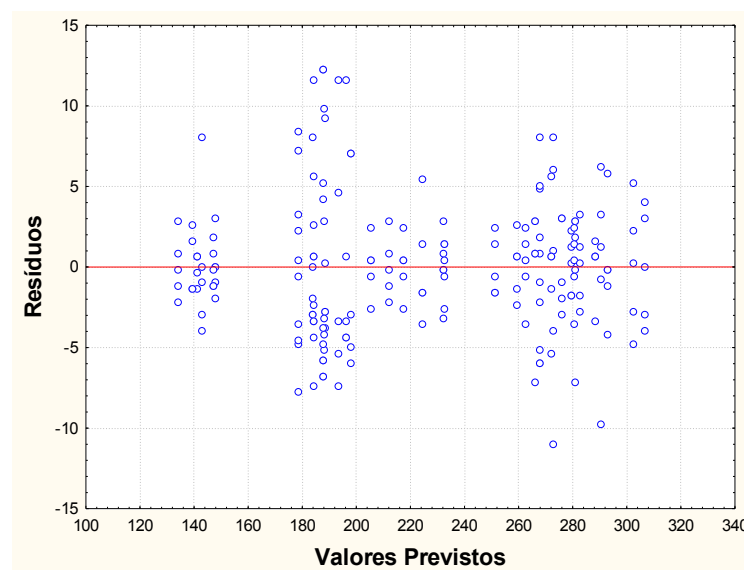


Figura 4.15 – Resíduos em função dos valores previstos para a ANOVA da Tab. 4.4.

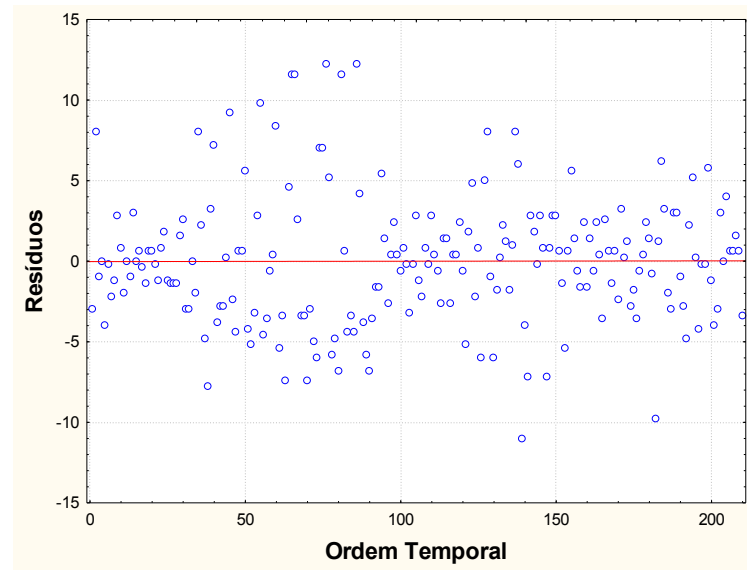


Figura 4.16 – Resíduos em função da ordem temporal para a ANOVA da Tab. 4.4.

O gráfico que relaciona os resíduos com os valores previstos (Fig. 4.15) mostra os pontos distribuídos de forma aleatória, em torno do zero, de modo a caracterizar uma variância constante (BARROZO, 2014). Também há evidência de aleatoriedade dos resíduos no gráfico que apresenta estes em ordem temporal (Fig. 4.16), indicando a inexistência de desvios sistemáticos (BOX; HUNTER; HUNTER, 2005).

As Figuras 4.17, 4.18 e 4.19 mostram os efeitos dos três fatores analisados sobre a dureza de indentação.

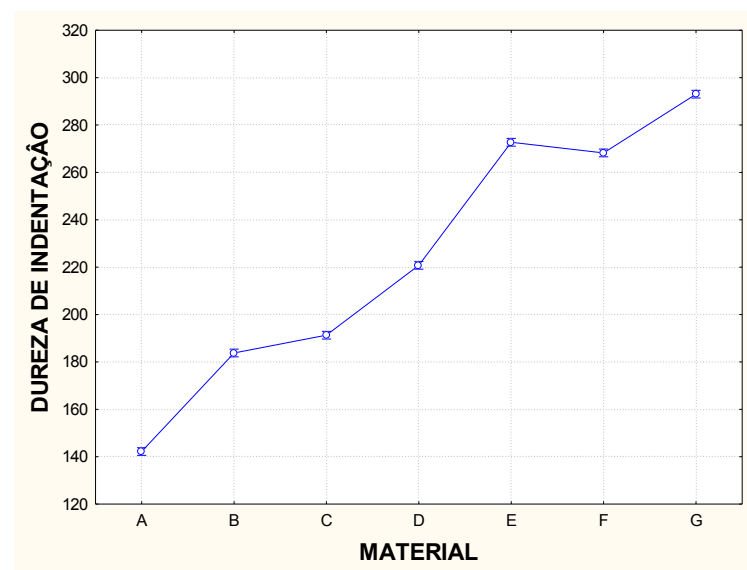


Figura 4.17 – Efeito do fator “material” sobre a dureza de indentação na ANOVA da Tab. 4.4.

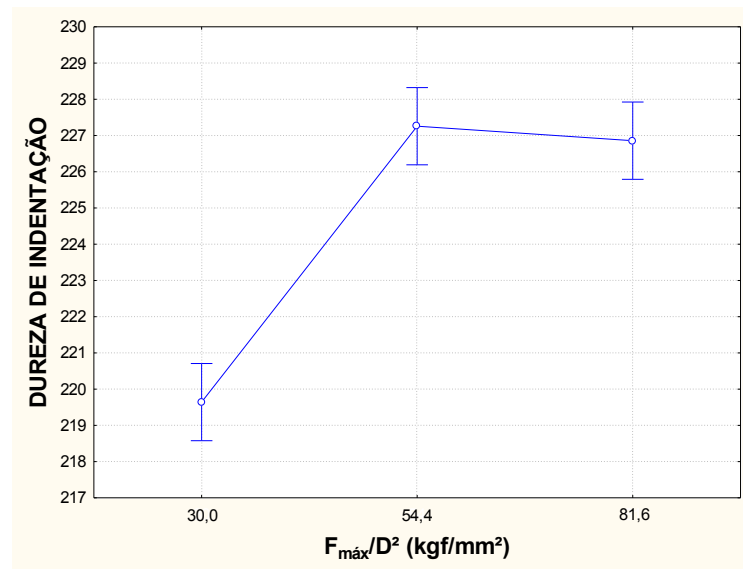


Figura 4.18 – Efeito do fator “força máxima” ($F_{máx}/D^2$) sobre a dureza de indentação na ANOVA da Tab. 4.4.

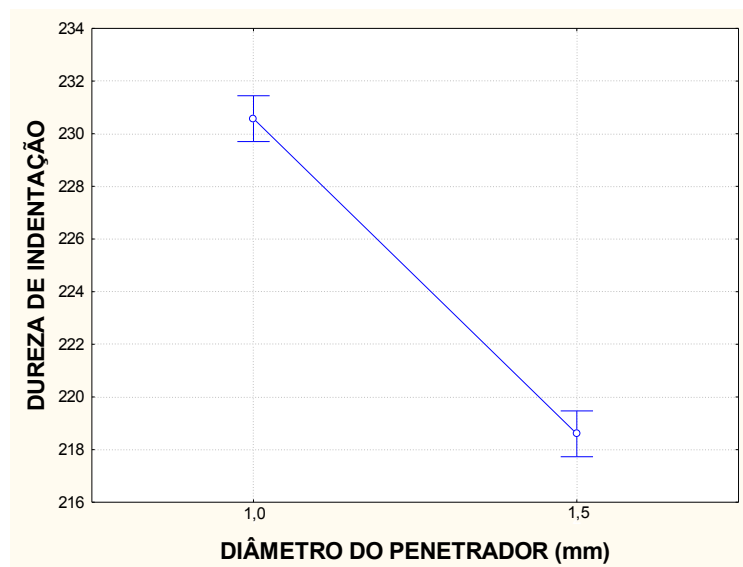


Figura 4.19 – Efeito do fator “diâmetro do penetrador” sobre a dureza de indentação na ANOVA da Tab. 4.4. A reta que interliga os pontos serve apenas como guia de olhos para os dados.

A Figura 4.17 mostra, como já era previsto, que o material tem influência no valor da dureza de indentação. A existência de dois degraus entre os aços “B” e “C” e entre os aços “E” e “F” deve-se à proximidade dos valores de dureza dos aços.

Os resultados mais importantes são mostrados nas Figuras 4.18 e 4.19: o uso de forças máximas de ensaio maiores, ou seja, relações $F_{m\acute{a}x}/D^2$ maiores (mantendo os outros fatores constantes), tende a aumentar o valor da dureza de indentação; e o uso de penetradores de maior diâmetro (mantendo os outros fatores constantes) tende a reduzir o valor da dureza de indentação.

Segundo Hamada; Haggag; Porter (2012), a dureza de indentação, calculada a partir da curva “força *versus* deslocamento” obtida em ensaio de macroindentação instrumentada e usando a Eq. (2.14), é similar à dureza Brinell, mas há dois pontos de distinção:

- Diferença no diâmetro da indentação: no ensaio de macroindentação, o diâmetro plástico é calculado a partir da profundidade plástica de indentação, medida usando o LVDT, enquanto que no ensaio de dureza Brinell o diâmetro da indentação é determinado através de medição direta, usando microscopia ótica. A diferença entre os diâmetros deve-se à ocorrência de *pile-up*;
- Diferença no diâmetro do penetrador: o diâmetro do penetrador usado no ensaio de macroindentação instrumentada normalmente é diferente dos diâmetros padronizados para a execução do ensaio de dureza Brinell, segundo a norma ASTM E10 (2012).

O efeito do fator “força máxima”, mostrado na Fig. 4.18, pode também estar relacionado à complacência do equipamento, uma vez que o deslocamento medido pelo LVDT é a soma da profundidade de penetração, ou seja, o quanto o penetrador realmente adentrou no material, e da deformação do equipamento. Segundo Ulner *et al.* (2010), o erro relativo na medição da profundidade de indentação é função da força e cresce com o aumento desta, o que também pode ter contribuição no efeito do fator “diâmetro do penetrador” (Fig. 4.19), já que, em valores absolutos, as forças utilizadas nos ensaios com o penetrador de 1,0 mm são inferiores àsquelas para o penetrador de 1,5 mm. Ainda, a complacência também afeta a inclinação inicial da curva de descarregamento (ULNER, 2004). A influência da complacência do equipamento deve ser avaliada em detalhes, não só na determinação da dureza, mas também das outras propriedades mecânicas, uma vez que Ulner (2004) afirma que a complacência é uma fonte de incerteza importante em ensaios de macroindentação instrumentada.

Apesar das diferenças, os resultados indicam que a dureza de indentação pode ser utilizada como uma estimativa da dureza Brinell de aços.

4.4 Avaliação das Energias de Deformação Total, Plástica e Elástica

As energias de deformação plástica (E_p), elástica (E_e) e total (E_t) foram calculadas a partir das curvas “força *versus* deslocamento” obtidas nos 210 ensaios de macroindentação realizados nos aços “A” à “G”. Nesta análise, os ciclos de descarregamento e carregamento intermediários foram desconsiderados. Destaca-se, também, que o cálculo das energias de deformação independe da utilização dos modelos de “Haggag *et al.*” ou de “Ahn e Kwon”.

A Figura 4.20 mostra as energias calculadas para os ensaios realizados com o penetrador esférico de 1,5 mm de diâmetro e força máxima de 1800 N. Observa-se que a energia de deformação elástica apresenta pouca variação entre os materiais, mas há grande diferença na energia de deformação plástica, a qual tem significativa redução à medida que a resistência dos aços aumenta (do aço “A” para o “G”).

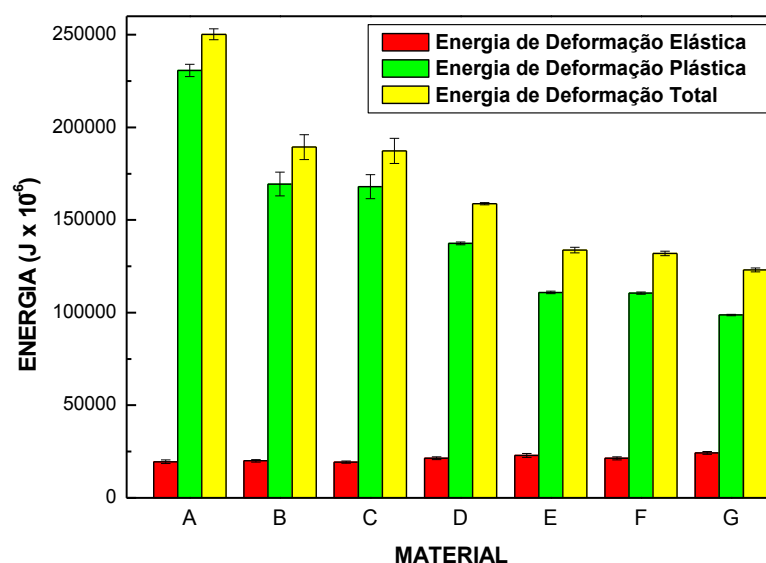


Figura 4.20 – Energias de deformação elástica, plástica e total para os aços “A” à “G”, calculadas a partir dos ensaios de macroindentação instrumentada realizados com penetrador esférico de 1,5 mm de diâmetro e força máxima de 1800 N. Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados.

A razão E_p/E_t também foi calculada para cada um dos 210 ensaios. Esta razão representa a dissipação de energia na forma de energia de deformação plástica. Segundo Ferreira (2010), quanto maior o valor da razão E_p/E_t , maior será a capacidade de

deformação plástica do material, ou seja, maior a capacidade de dissipar energia na forma plástica. Assim, espera-se que a razão E_p/E_t seja menor para aços com microestrutura martensítica quando comparados, por exemplo, aos aços com microestrutura ferrítica-perlítica. A Figura 4.21 mostra os valores da razão E_p/E_t , em função do material, para as condições de ensaio analisadas.

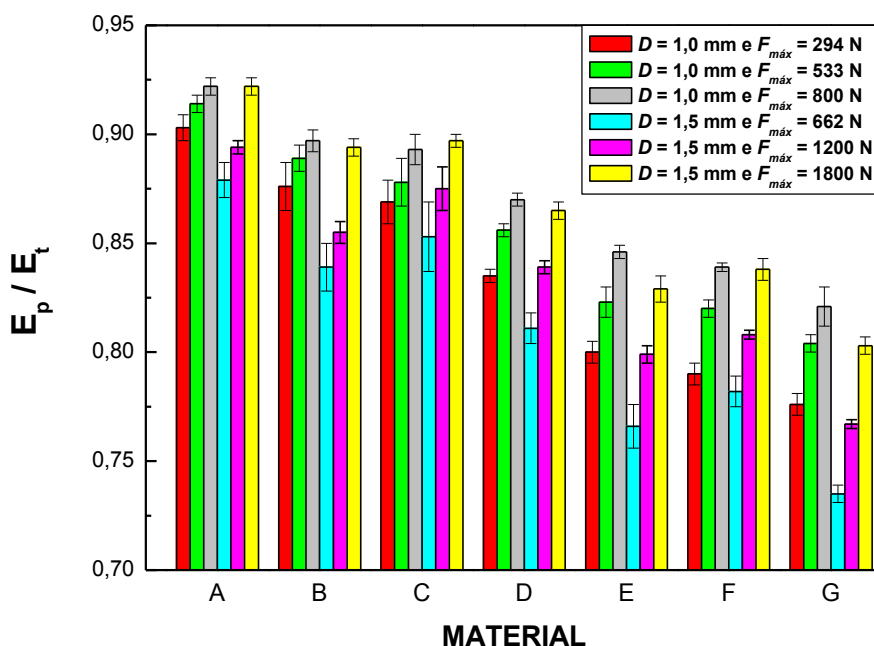


Figura 4.21 – Razão E_p/E_t para os aços “A” à “G” em função das condições analisadas nos 210 ensaios de macroindentação instrumentada realizados. Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados.

Os efeitos dos fatores “material”, “força máxima” e “diâmetro do penetrador” são claros na Fig. 4.21, dispensando a realização de análise de variância (ANOVA) para interpretação dos resultados. É possível identificar que os três fatores influenciam de modo significativo o resultado (valor da razão E_p/E_t). Para um mesmo material, há uma tendência de aumento da razão E_p/E_t à medida que ocorre aumento da força máxima de ensaio e/ou redução do diâmetro do penetrador.

A origem dos efeitos dos fatores “força máxima” e “diâmetro do penetrador”, incluindo uma possível contribuição da complacência do equipamento, não foi investigada no presente trabalho.

Em relação à dependência do material, há uma redução no valor da razão E_p/E_t à medida que a resistência dos aços aumenta, ou seja, a razão E_p/E_t sofre redução do material “A” para o material “G”. Segundo Ferreira (2010), de uma forma geral, aços com maior resistência (limites de escoamento e de resistência mais elevados) possuem menor capacidade de dissipar energia na forma plástica. Em termos de microestrutura, os aços “A”, “B” e “C”, os quais apresentam os maiores valores para a razão E_p/E_t , possuem microestrutura ferrítica ou ferrítica-perlítica, enquanto os materiais “D” à “G”, com menores valores para a razão E_p/E_t , possuem microestrutura martensítica.

Os resultados mostrados nas Figuras 4.20 e 4.21 sugerem a possibilidade de existência de uma correlação entre a razão E_p/E_t , calculada a partir da curva “força *versus* deslocamento” resultante do ensaio de macroindentação instrumentada, e a energia absorvida em ensaio de impacto Charpy, uma vez que ambas crescem à medida que a capacidade de deformação plástica do material aumenta. Assim, talvez seja possível estimar, por exemplo, a temperatura de transição dúctil-frágil (DBTT – *Ductile-to-Brittle Transition Temperature*) em aços através de ensaios de macroindentação instrumentada realizados em diferentes temperaturas, usando a razão E_p/E_t como critério. Espera-se que o valor da razão E_p/E_t diminua com a redução da temperatura.

Como a velocidade de aplicação da força no ensaio de macroindentação instrumentada (ensaio estático) é muito menor que no ensaio de impacto Charpy (ensaio dinâmico), além da existência de um estado triaxial de tensões mais crítico neste último, provavelmente a temperatura de transição dúctil-frágil determinada utilizando a razão E_p/E_t como critério seja inferior àquela determinada pelo método tradicional.

Contreras *et al.* (2008), partindo de conceitos apresentados em trabalhos de outros autores e utilizando ensaios SPT (*small punch test*) realizados em diferentes temperaturas, incluindo temperaturas criogênicas, mostraram que a energia de deformação total, equivalente à área abaixo da curva “força *versus* deslocamento” para este ensaio, pode ser usada para estimar a temperatura de transição dúctil-frágil de aços. Porém, como o ensaio SPT também é considerado estático, a temperatura de transição dúctil-frágil estimada utilizando este ensaio ($DBTT_{SPT}$) foi inferior à determinada via ensaio de impacto Charpy ($DBTT_{CVN}$). Contreras *et al.* (2008) estabeleceram uma correlação empírica entre $DBTT_{SPT}$ e $DBTT_{CVN}$, resultando na Eq. (4.2).

$$DBTT_{SPT} = \gamma \cdot DBTT_{CVN} \quad (4.2)$$

Onde: γ é uma constante característica do material ensaiado.

Portanto, sugere-se investigar a utilização de uma abordagem semelhante à usada por Contreras *et al.* (2008) para estimar $DBTT_{CVN}$ de aços empregados na fabricação de dutos para escoamento de petróleo através de uma correlação com a energia de deformação total, ou a razão E_p/E_t , determinada a partir de ensaios de macroindentação instrumentada.

Uma característica do SPT, importante na determinação da temperatura de transição dúctil-frágil, é que o ensaio é realizado até que ocorra a fratura do corpo de prova, havendo, portanto, um critério de término do ensaio bem definido. Já no ensaio de macroindentação instrumentada, por não ocorrer a fratura da amostra ensaiada, um critério de término do ensaio deve ser definido/padronizado, servindo de referência para o cálculo das energias de deformação.

4.5 Determinação das Propriedades Mecânicas Utilizando o Modelo de Ahn e Kwon

A partir das 210 curvas “força *versus* deslocamento” obtidas nos ensaios de macroindentação instrumentada e com o programa de análise usando o modelo de cálculo proposto por Ahn e Kwon (2001), com $\alpha = 0,14$ e $\psi = 3,0$, os limites de escoamento e de resistência foram calculados para os sete aços analisados (“A” à “G”).

A Figura 4.22 apresenta os limites de escoamento para os aços “A” à “G” calculados utilizando a Eq. (2.22), ou seja, a partir do ponto de interseção entre as curvas representativas da fase plástica e da fase elástica, esta última defasada de 0,2% em relação à origem, e desconsiderando a banda de Lüders ($\varepsilon_L = 0$).

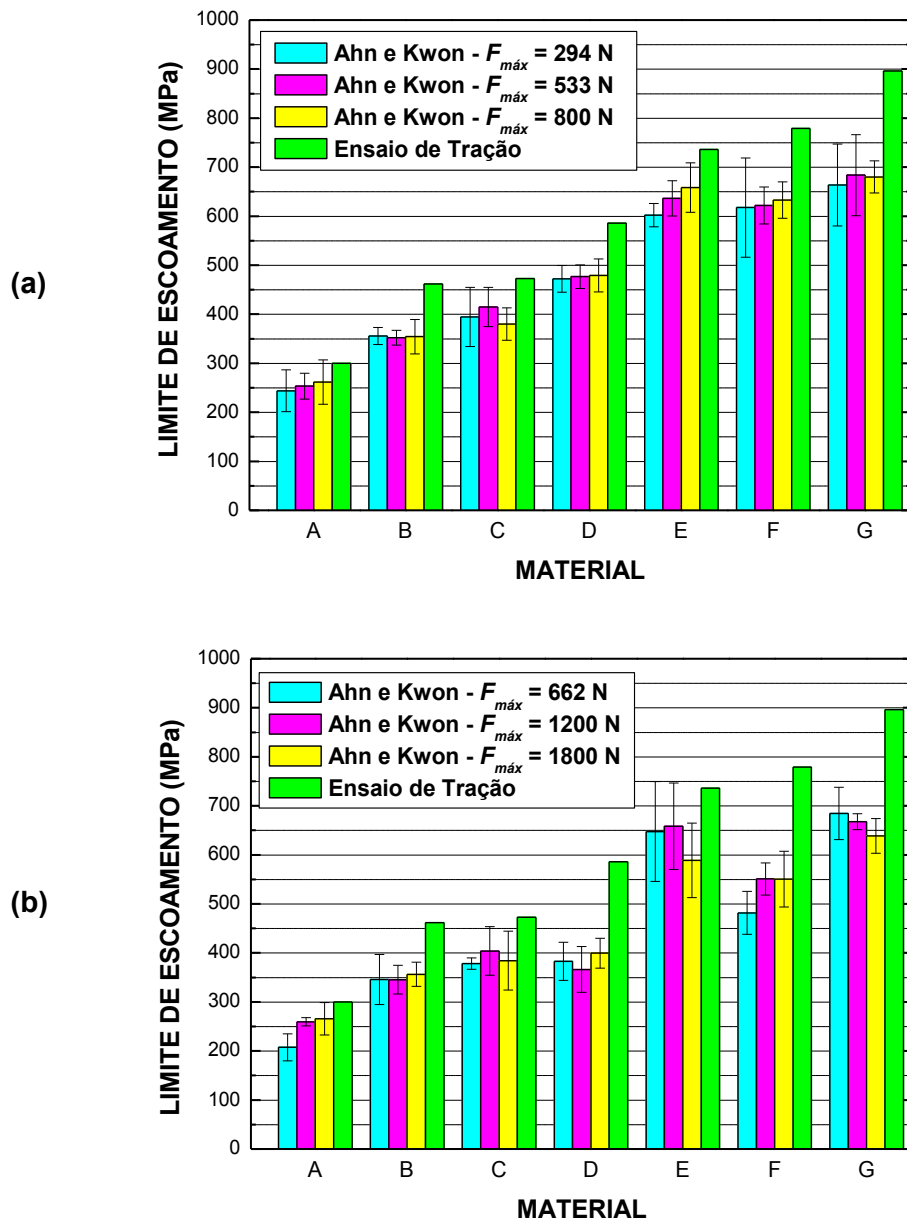


Figura 4.22 – Limites de escoamento para os aços “A” à “G” calculados usando o “Modelo de Ahn e Kwon” e a Eq. (2.22): (a) penetrador esférico de 1,0 mm e (b) penetrador esférico de 1,5 mm. Os valores correspondentes ao ensaio de tração são os mostrados na Tab. 3.1. Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados.

A Figura 4.22 evidencia que a utilização do “Modelo de Ahn e Kwon”, em associação com a Eq. (2.22), não permite estimar com sucesso o limite de escoamento dos aços analisados, fornecendo valores médios sempre inferiores àqueles determinados via ensaio de tração. Além disso, os resultados obtidos com o uso deste modelo de cálculo apresentam grandes desvios, representados pelos intervalos de confiança mostrados na Fig. 4.22. Estes

resultados estão de acordo com aqueles registrados por Franco (2007), que realizou ensaios de macroindentação instrumentada em aços ABNT 1010, ABNT 1030, ABNT 1045, API 5L X46 e API 5L Gr. B, e ao utilizar o “Modelo de Ahn e Kwon” obteve limites de escoamento inferiores aos verificados nos ensaios de tração e observou grandes desvios nos resultados.

A Figura 4.23 mostra que os erros percentuais, determinados considerando-se os valores médios dos limites de escoamento calculados pelo “Modelo de Ahn e Kwon”, utilizando a Eq. (2.22), foram sempre superiores a 10% e em alguns casos superiores a 30%, com os maiores erros ocorrendo para os ensaios com o penetrador de 1,5 mm. Franco (2007), que utilizou o mesmo equipamento e programa de análise adotados no presente trabalho, observou erros percentuais de até 30% para os limites de escoamento dos aços analisados em seu trabalho.

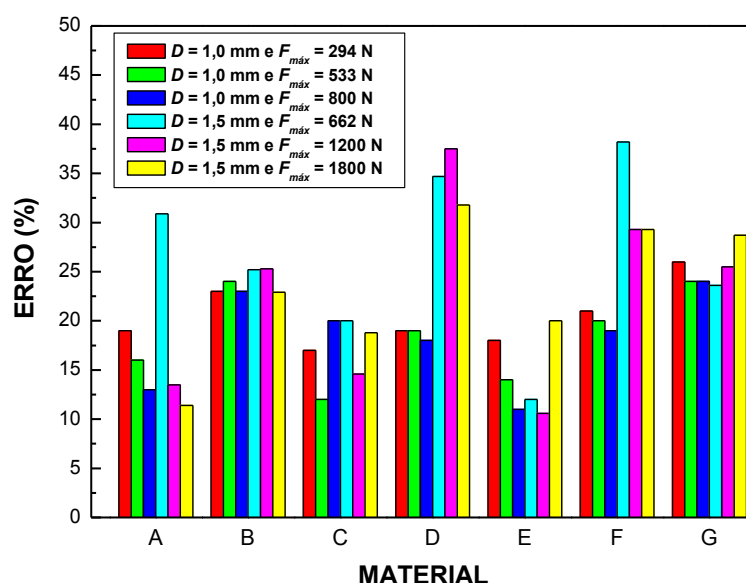


Figura 4.23 – Erros percentuais (em módulo) para os limites de escoamento calculados usando o “Modelo de Ahn e Kwon” ($\alpha = 0,14$, $\psi = 3,0$ e usando a Eq. (2.22)) em relação aos valores determinados via ensaios de tração.

Posteriormente, o programa de análise usado no presente trabalho foi modificado para calcular os limites de escoamento dos aços “A” à “G” assumindo a deformação no escoamento igual a 0,01 (1%), conforme proposto por Jang *et al.* (2005). Os resultados são apresentados na Fig. 4.24.

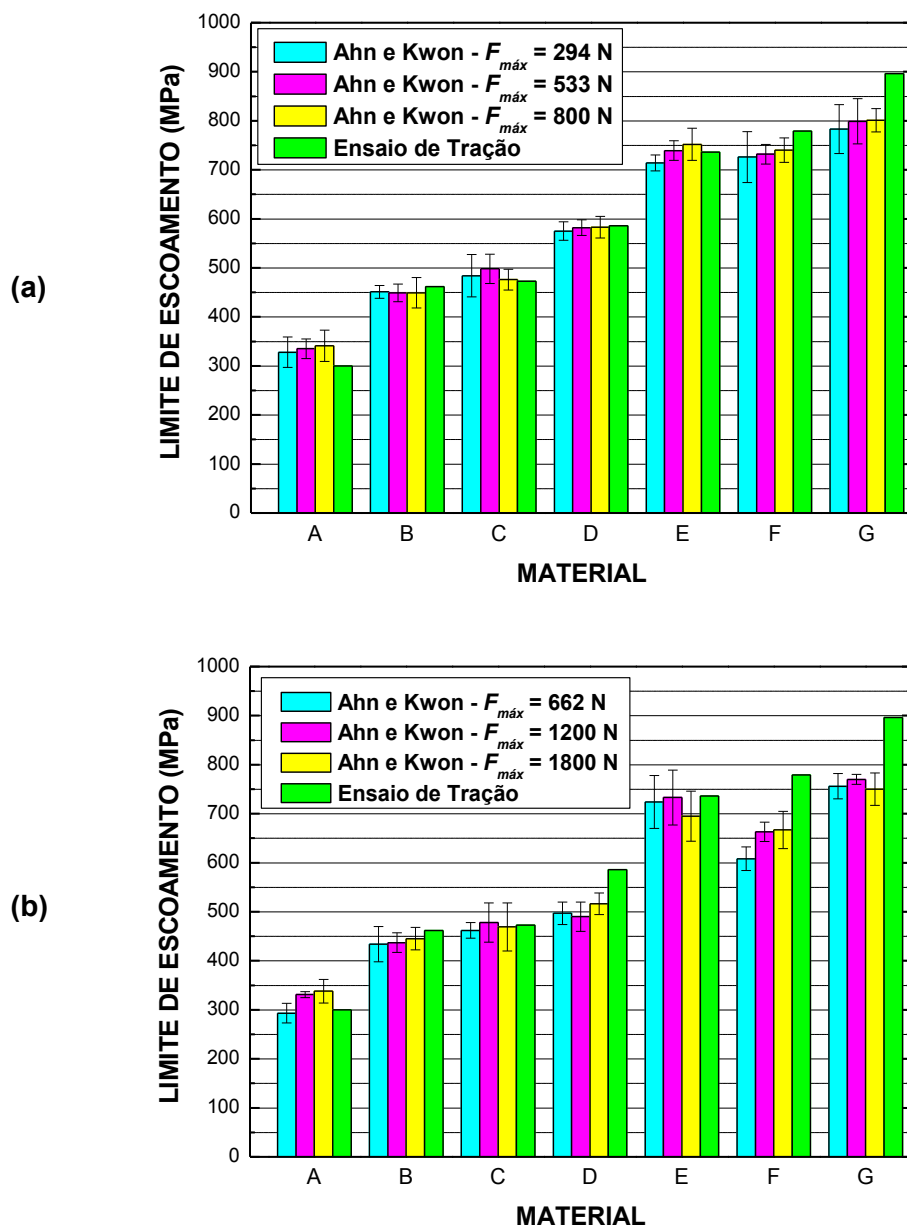


Figura 4.24 – Limites de escoamento para os aços “A” à “G” calculados usando o “Modelo de Ahn e Kwon” e assumindo a deformação no escoamento igual a 0,01: (a) penetrador esférico de 1,0 mm e (b) penetrador esférico de 1,5 mm. Os valores correspondentes ao ensaio de tração são os mostrados na Tab. 3.1. Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados.

Os resultados mostrados na Fig. 4.24 são melhores que os apresentados na Fig. 4.22, uma vez que os limites de escoamento calculados a partir dos ensaios de macroindentação instrumentada aproximam-se mais daqueles determinados via ensaios de tração, especialmente para os ensaios realizados com o penetrador de 1,0 mm de diâmetro.

A Figura 4.25 mostra que os erros percentuais, determinados considerando-se os valores médios dos limites de escoamento calculados pelo “Modelo de Ahn e Kwon”, assumido a deformação no escoamento igual a 0,01, ficaram abaixo de 20% para todas as condições de ensaio e em muitos casos foram inferiores a 10%. Especialmente para as condições de ensaio com o penetrador de 1,0 mm de diâmetro, os erros ficaram sempre abaixo de 15% e em muitos casos foram inferiores a 5%.

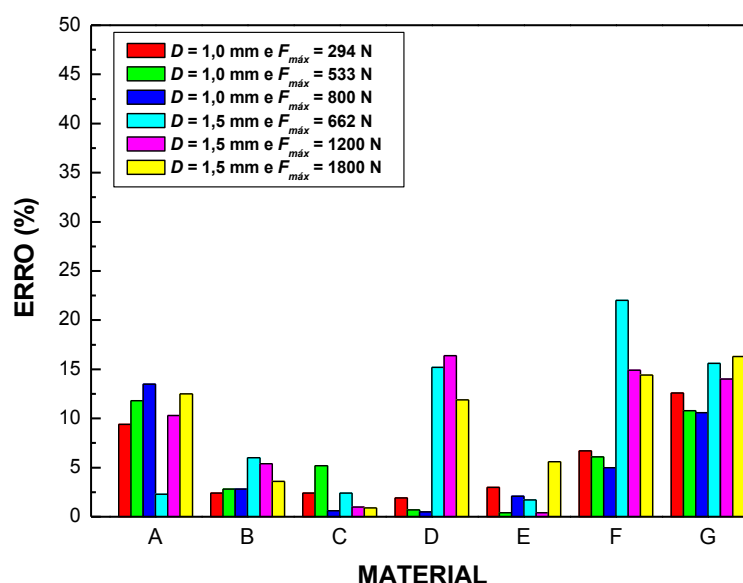


Figura 4.25 – Erros percentuais (em módulo) para os limites de escoamento calculados usando o “Modelo de Ahn e Kwon” ($\alpha = 0,14$, $\psi = 3,0$ e assumindo a deformação no escoamento igual a 0,01) em relação aos valores determinados via ensaios de tração.

A Figura 4.26 apresenta os limites de resistência à tração para os aços “A” à “G”. Verifica-se que o “Modelo de Ahn e Kwon” fornece valores médios próximos daqueles obtidos nos ensaios de tração, o que também fica evidente na Fig. 4.27, a qual indica, de uma forma geral, erros percentuais inferiores a 10%.

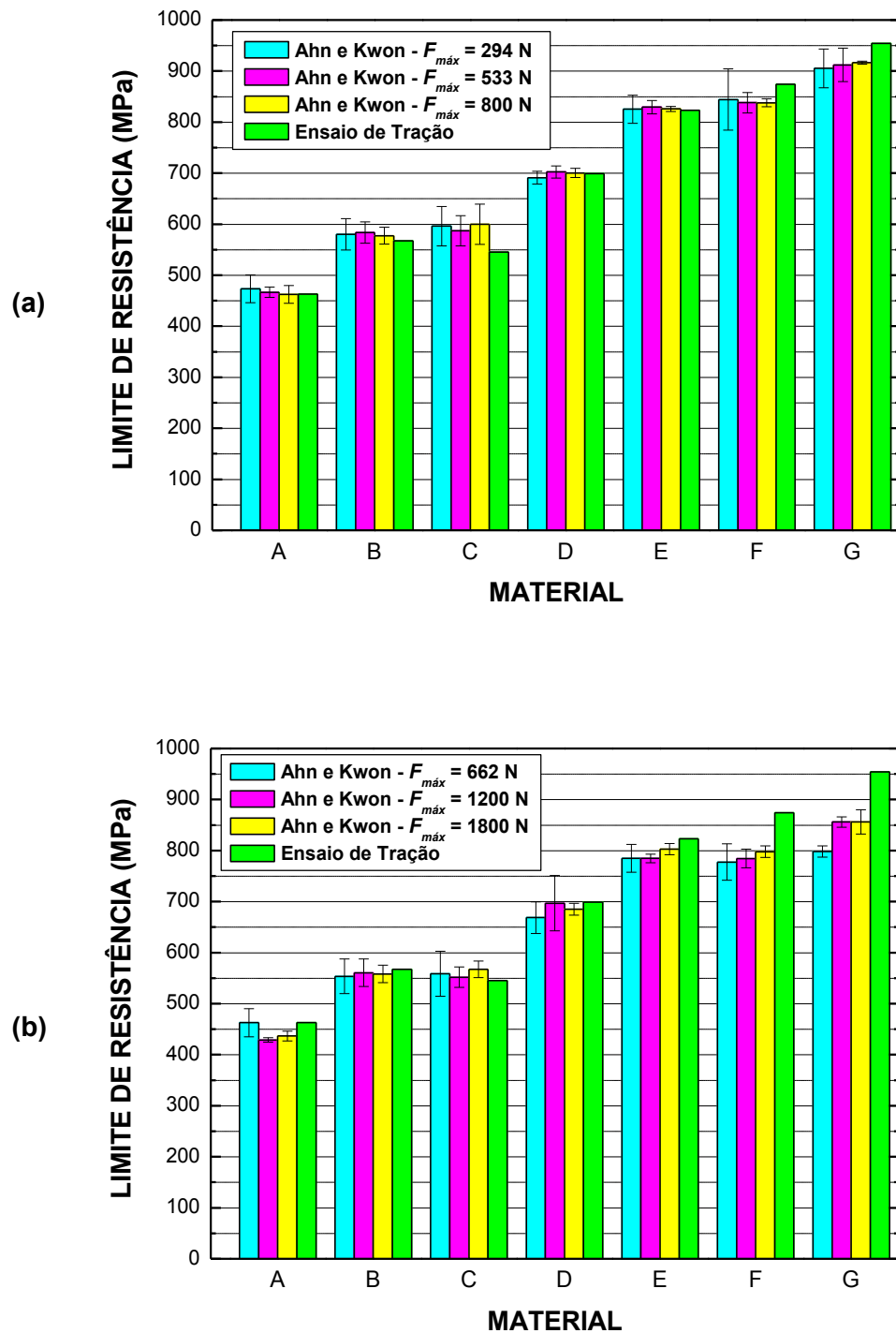


Figura 4.26 – Limites de resistência para os aços “A” à “G” calculados usando o “Modelo de Ahn e Kwon”: (a) penetrador esférico de 1,0 mm e (b) penetrador esférico de 1,5 mm. Os valores correspondentes ao ensaio de tração são os mostrados na Tab. 3.1. Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados.

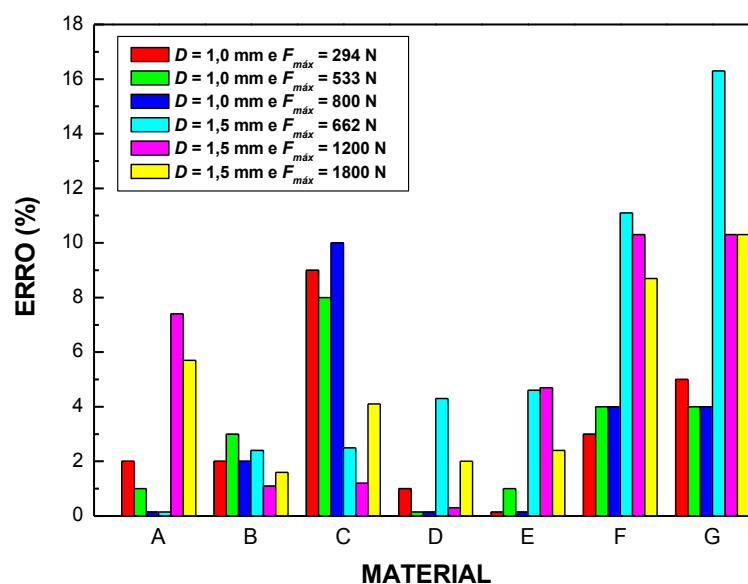


Figura 4.27 – Erros percentuais (em módulo) para os limites de resistência à tração calculados usando o “Modelo de Ahn Kwon” ($\alpha = 0,14$, $\psi = 3,0$) em relação aos valores determinados via ensaios de tração.

Portanto, a utilização do “Modelo de Ahn e Kwon”, com os parâmetros de cálculo $\alpha = 0,14$ e $\psi = 3,0$, em associação com a Eq. (2.22), não fornece resultados satisfatórios para o limite de escoamento, uma vez que os erros percentuais em relação aos ensaios de tração são superiores a 10%, chegando a 35%. Porém, assumindo que a deformação no escoamento é igual a 0,01, de uma forma geral os erros ficaram abaixo de 10%, especialmente quando os ensaios de macroindentação instrumentada foram realizados com o penetrador de 1,0 mm de diâmetro. Isso indica que o uso da equação de Hollomon no “Modelo de Ahn e Kwon” realmente subestima os valores de tensão próximos ao limite de escoamento (pequenas deformações), conforme proposto por Jang *et al.* (2005).

No caso do limite de resistência à tração, a utilização do “Modelo de Ahn e Kwon”, com os parâmetros de cálculo $\alpha = 0,14$ e $\psi = 3,0$, gerou erros abaixo de 10% na maior parte dos casos, com o erro máximo atingindo 16%.

4.6 Determinação das Propriedades Mecânicas Utilizando o Modelo de Haggag *et al.*

De forma semelhante ao procedimento adotado no item 4.5, a partir das 210 curvas “força *versus* deslocamento” obtidas nos ensaios de macroindentação instrumentada e com o programa de análise usando o modelo de cálculo proposto por Haggag *et al.* (1989), os limites de escoamento e de resistência foram calculados para os sete aços analisados (“A” à “G”).

Nesta análise, os parâmetros de cálculo $\beta_m = 0,2285$ e $\alpha_m = 1,200$ foram adotados, pois são propostos em inúmeros trabalhos, como mostrado na Tab. 2.1. Destaca-se, ainda, que os limites de escoamento foram calculados através da Eq. (2.12), utilizada nos mesmos trabalhos supracitados.

A Figura 4.28 apresenta os limites de escoamento para os aços “A” à “G”. Os resultados indicam que a utilização do “Modelo de Haggag *et al.*”, usando $\beta_m = 0,2285$ e a Eq. (2.12), permite diferenciar qualitativamente os aços e obter uma boa estimativa para o limite de escoamento do aço “A”. Contudo, para os aços “B” à “G”, os valores dos limites de escoamento calculados a partir dos ensaios de macroindentação são inferiores aos determinados via ensaios de tração, com a diferença ficando cada vez maior com o aumento da resistência dos aços. Nota-se, porém, que os desvios são menores que aqueles oriundos da utilização do “Modelo de Ahn e Kwon”, o que pode ser identificado pelos menores intervalos de confiança mostrados na Fig. 4.28 em comparação com as Figuras 4.22 e 4.24.

As constatações relatadas no parágrafo anterior estão de acordo com os resultados obtidos por Franco (2007), compilados e mostrados na Fig. 2.3, que constatou que a utilização do “Modelo de Haggag *et al.*”, também usando $\beta_m = 0,2285$ e a Eq. (2.12), resulta em uma boa estimativa para aços com limite de escoamento em torno de 350 MPa, mas não apresenta resultados satisfatórios para aços com resistências mais elevadas, com os erros em relação aos ensaios de tração crescendo com o aumento do limite de escoamento.

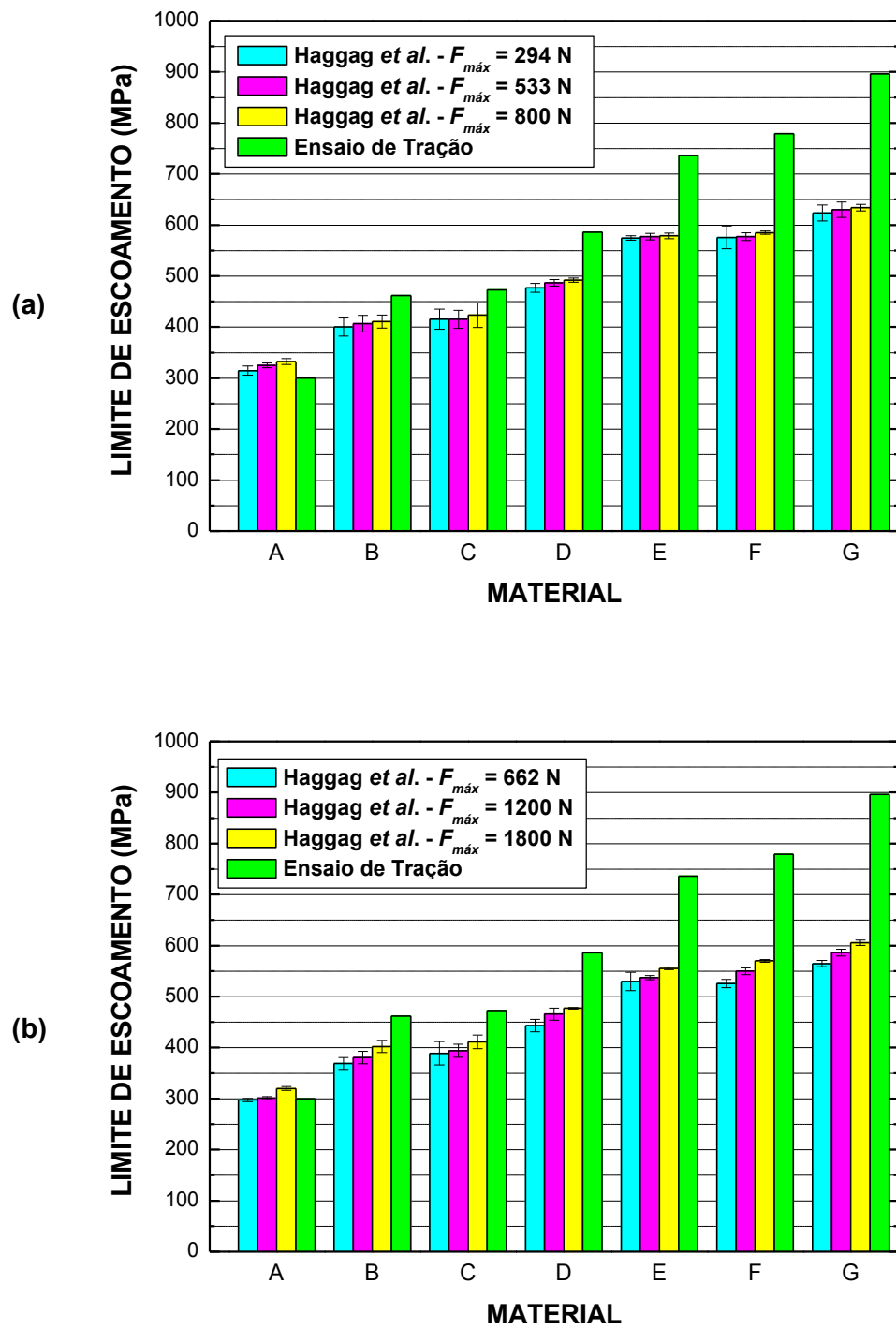


Figura 4.28 – Limites de escoamento para os aços “A” à “G” calculados usando o “Modelo de Haggag et al.”, adotando a Eq. (2.12) e $\beta_m = 0,2285$: (a) penetrador esférico de 1,0 mm e (b) penetrador esférico de 1,5 mm. Os valores correspondentes ao ensaio de tração são os mostrados na Tab. 3.1. Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados.

Os erros percentuais (Fig. 4.29), determinados considerando-se os valores médios associados ao cálculo dos limites de escoamento pelo “Modelo de Haggag *et al.*”, usando a Eq. (2.12) e $\beta_m = 0,2285$, crescem com o aumento do limite de escoamento dos aços, ficando abaixo de 10% para o aço “A” e acima de 30% para o aço “G”. Além disso, é nítido que existem efeitos significativos dos fatores “diâmetro do penetrador” e “força máxima”: a redução do diâmetro do penetrador e o aumento da força máxima de ensaio tendem a reduzir os erros.

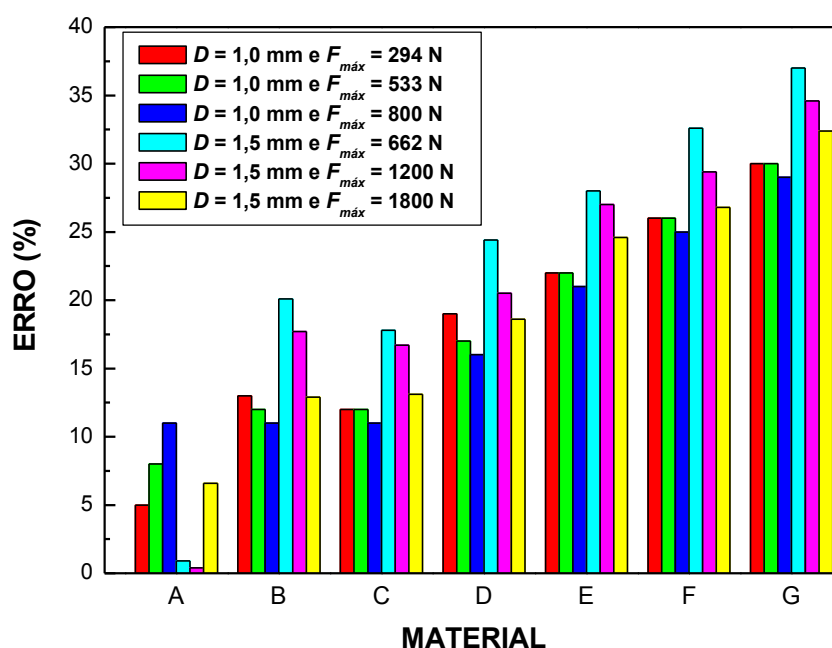


Figura 4.29 – Erros percentuais (em módulo) para os limites de escoamento calculados usando o “Modelo de Haggag *et al.*” ($\beta_m = 0,2285$) em relação aos valores determinados via ensaios de tração.

A Figura 4.30 apresenta os limites de resistência à tração para os aços “A” à “G”. Verifica-se que o uso do “Modelo de Haggag *et al.*”, com $\alpha_m = 1,200$, fornece valores médios inferiores aos obtidos nos ensaios de tração.

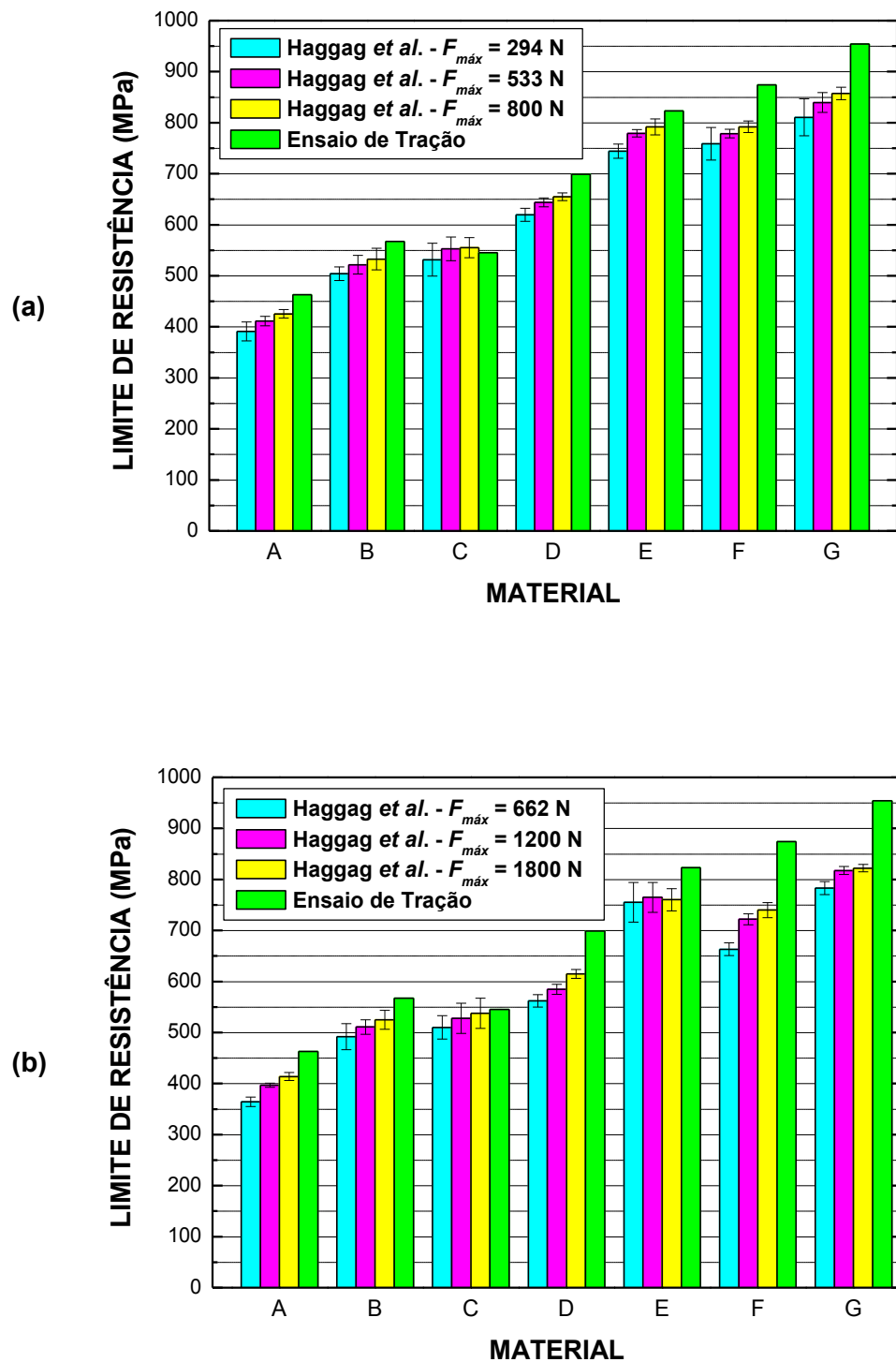


Figura 4.30 – Limites de resistência para os aços “A” à “G” calculados usando o “Modelo de Haggag *et al.*”, com $\alpha_m = 1,200$: (a) penetrador esférico de 1,0 mm e (b) penetrador esférico de 1,5 mm. Os valores correspondentes ao ensaio de tração são os mostrados na Tab. 3.1. Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados.

Em relação aos erros percentuais para o limite de resistência à tração, a Fig. 4.31 mostra que estes são menores que os associados ao limite de escoamento, em muitos casos ficando abaixo de 10%, mas em outros ultrapassando 20%. Semelhante aos erros percentuais para o limite de escoamento (Fig. 4.29), também para o limite de resistência à tração nota-se a existência de efeitos associados aos fatores “diâmetro do penetrador” e “força máxima”: a redução do diâmetro do penetrador e o aumento da força máxima de ensaio tendem a reduzir os erros. Porém, não há uma tendência de crescimento do erro com o aumento da resistência dos aços.

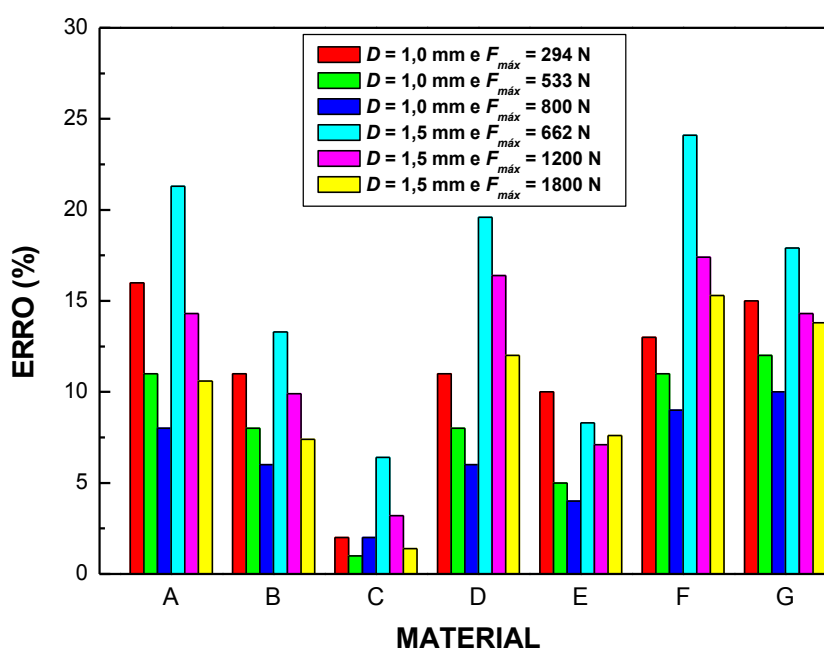


Figura 4.31 – Erros percentuais (em módulo) para os limites de resistência à tração calculados usando o “Modelo de Haggag *et al.*” ($\alpha_m = 1,200$) em relação aos valores determinados via ensaios de tração.

A Figura 4.31 também está de acordo com os resultados relatados por Franco (2007), que obteve limites de resistência calculados a partir dos ensaios de macroindentação instrumentada, utilizando o “Modelo de Haggag *et al.*”, com $\alpha_m = 1,200$, inferiores aos valores determinados em ensaios de tração, para a maior parte dos aços analisados pelo autor.

Portanto, o método de cálculo dos limites de escoamento e de resistência, a partir das curvas “força *versus* deslocamento” provenientes de ensaios de macroindentação

instrumentada, utilizando o “Modelo de Haggag *et al.*”, adotando a Eq. (2.12) e os parâmetros de cálculo $\beta_m = 0,2285$ e $\alpha_m = 1,200$, não fornece resultados satisfatórios para todos os aços, pois os erros gerados são superiores a 10%, principalmente para os aços de maior resistência. Além disso, há influência do diâmetro do penetrador e da força máxima de ensaio nos resultados, tanto para o limite de escoamento quanto para o limite de resistência.

4.7 Avaliação do Parâmetro de Cálculo Empírico β_m (Modelo de Haggag *et al.*)

A partir das 210 curvas “força *versus* deslocamento” obtidas nos ensaios de macroindentação instrumentada e com o programa de análise usando o modelo proposto por Haggag *et al.*, o valor do parâmetro empírico β_m foi ajustado, para cada material e condição de ensaio, de forma que o limite de escoamento determinado utilizando o “Modelo de Haggag *et al.*” fosse igual ao valor obtido no ensaio de tração, este último adotado como “valor convencional”¹².

O programa de análise foi alterado de forma a fornecer, para cada um dos 210 ensaios, o valor do parâmetro de teste do material, A , o qual passou a ser mostrado na tela de interface com o usuário. Para cada ensaio de macroindentação instrumentada, a determinação de β_m foi feita utilizando o valor do parâmetro A e a Eq. (2.12), onde σ_{YS} é o limite de escoamento determinado no ensaio de tração.

Neste ponto, vale destacar que se incorre nas seguintes falhas ao assumir que os limites de escoamento determinados via ensaios de tração e fornecidos pelo fabricante dos tubos, cujos valores para os aços “A” à “G” são mostrados na Tab. 3.1, são “valores convencionais”:

- O limite de escoamento de um aço não pode ser assumido como sendo um valor pontual, pois deve ser representado por um intervalo, com um determinado nível de confiança;

¹² O “valor convencional” de uma grandeza, algumas vezes denominado de “valor verdadeiro convencional”, é o valor atribuído a uma grandeza por um acordo, para um dado propósito. Um valor convencional é algumas vezes uma estimativa de um valor verdadeiro (VIM, 2012).

- Assumir um valor pontual para o limite de escoamento dos aços “A” à “G” implica em desconsiderar o efeito do gradiente de propriedades ao longo da espessura da amostra, como é o caso das amostras dos aços “B” e “C”.

Os valores ajustados de β_m para os 210 ensaios são mostrados no Apêndice V. Uma Análise de Variância (ANOVA) foi realizada com base nesses dados e os resultados são apresentados na Tab. 4.5.

Tabela 4.5 – Resultados da ANOVA para o ajuste do parâmetro de cálculo β_m .

Fonte de Variação	SQ	GL	MQ	F	p
Material (1)	0,27603	6	0,04601	1383,9	< 0,0001
$F_{m\acute{a}x}/D^2$ (2)	0,00629	2	0,00314	94,6	< 0,0001
Diâmetro do Penetrador (3)	0,01453	1	0,01453	437,0	< 0,0001
1 x 2	0,00041	12	0,00003	1,0	0,4200
1 x 3	0,00085	6	0,00014	4,2	0,0005
2 x 3	0,00170	2	0,00085	25,6	< 0,0001
1 x 2 x 3	0,00037	12	0,00003	0,9	0,5294
Erro	0,00558	168	0,00003		
Total	0,30576	209			

Da Tabela 4.5, conclui-se que os efeitos principais dos três fatores são significativos, ou seja, os fatores “material” (1), “força máxima” (2), indicada através da relação $F_{m\acute{a}x}/D^2$, e “diâmetro do penetrador” (3) influenciam os valores do parâmetro β_m , para um nível de confiança de 95%. As interações de segunda ordem 1x3 e 2x3 também são significativas, enquanto que as interações de segunda ordem 1x2 e de terceira ordem 1x2x3 não são significativas.

A Figura 4.32 mostra o gráfico de probabilidade normal dos resíduos, indicando que a maioria dos valores dos resíduos encontra-se sobre a reta teórica ou próxima desta e, portanto, a hipótese de normalidade dos mesmos pode ser aceita (CALADO; MONTGOMERY, 2003).

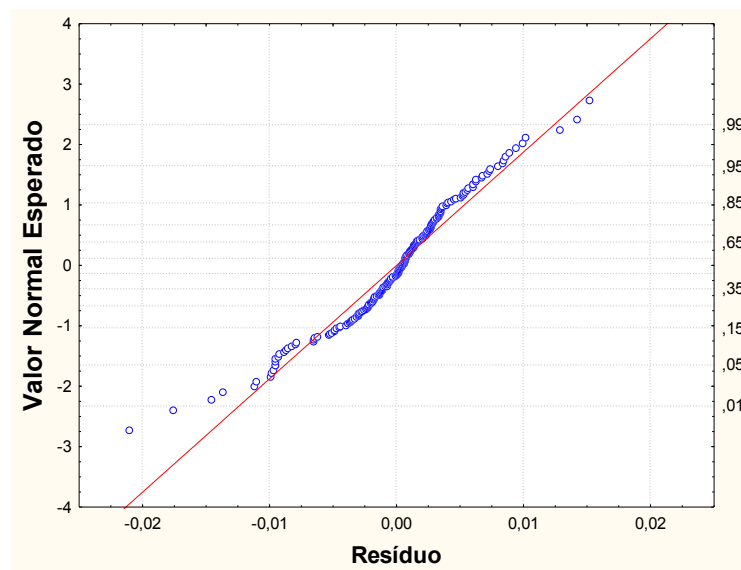


Figura 4.32 – Gráfico de probabilidade normal dos resíduos para a ANOVA da Tab. 4.5.

A Figura 4.33 mostra o gráfico dos resíduos em função dos valores previstos. Verifica-se que os pontos estão distribuídos de forma aleatória, em torno do zero, de modo a caracterizar uma variância constante (BARROZO, 2014). Nota-se, entretanto, um desvio maior próximo ao valor previsto de 0,26, que está associado aos aços “B” e “C”, como mostrado na Fig. 4.35, o que indica que este maior desvio provavelmente é decorrente da existência de gradiente de propriedades mecânicas ao longo da espessura nas amostras destes aços.

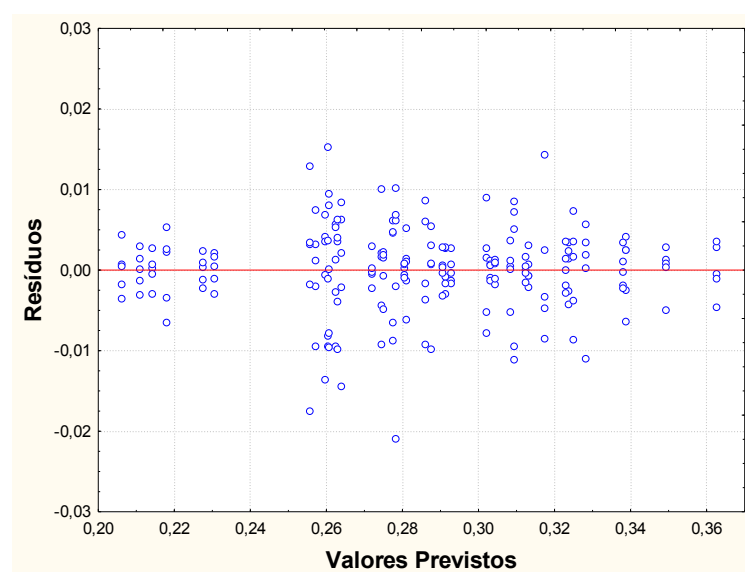


Figura 4.33 – Resíduos em função dos valores previstos para a ANOVA da Tab. 4.5.

O gráfico dos resíduos em função da ordem temporal é mostrado na Fig. 4.34, no qual há evidência de aleatoriedade dos mesmos, indicando a inexistência de desvios sistemáticos (BOX; HUNTER; HUNTER, 2005).

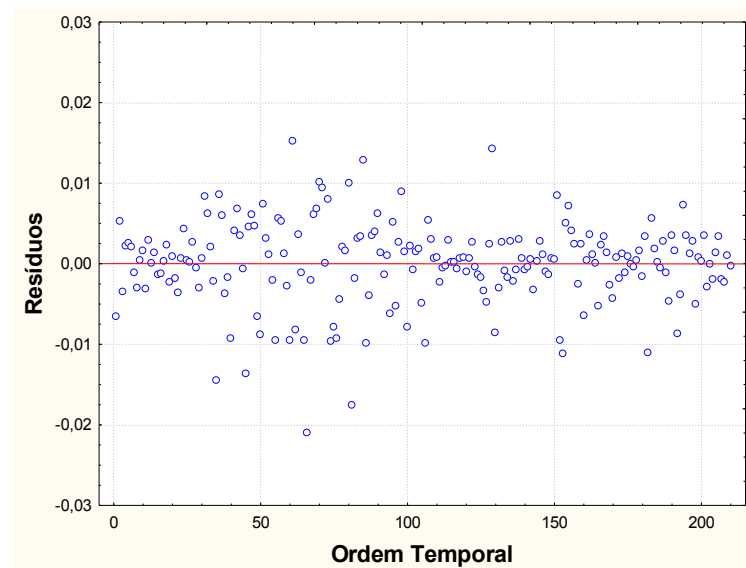


Figura 4.34 – Resíduos em função da ordem temporal para a ANOVA da Tab. 4.5.

As Figuras 4.35, 4.36 e 4.37 mostram os efeitos dos três fatores analisados sobre o valor do parâmetro β_m , ajustado a partir dos ensaios de macroindentação instrumentada.

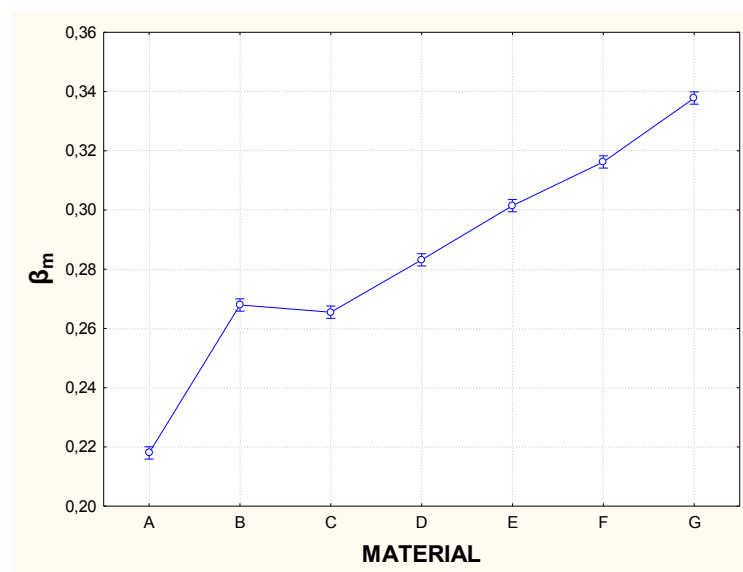


Figura 4.35 – Efeito do fator “material” sobre o valor do parâmetro β_m na ANOVA da Tab. 4.5.

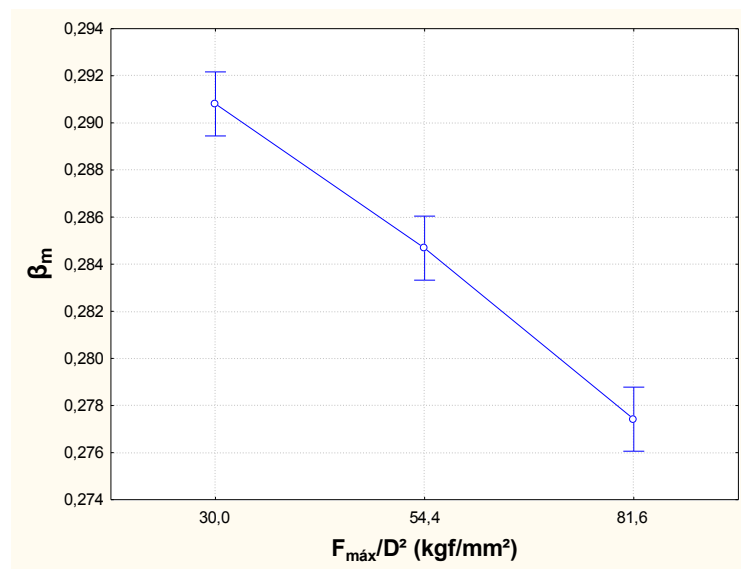


Figura 4.36 – Efeito do fator “força máxima” ($F_{máx}/D^2$) sobre o valor do parâmetro β_m na ANOVA da Tab. 4.5.

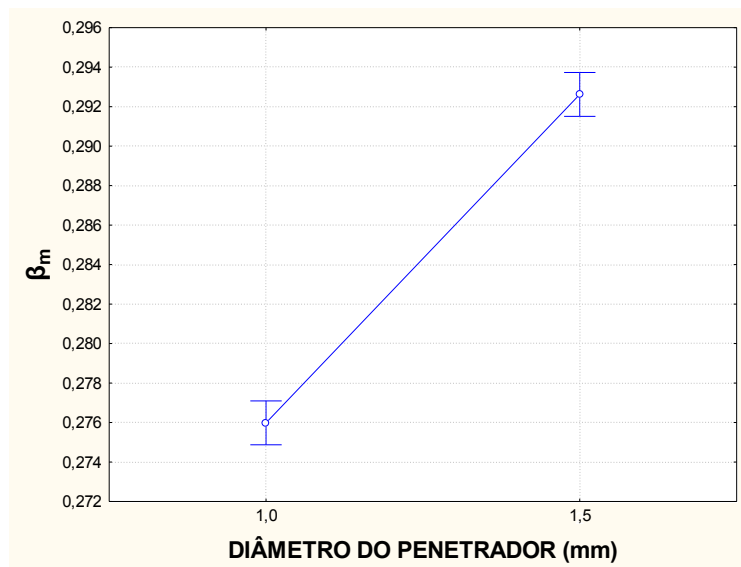
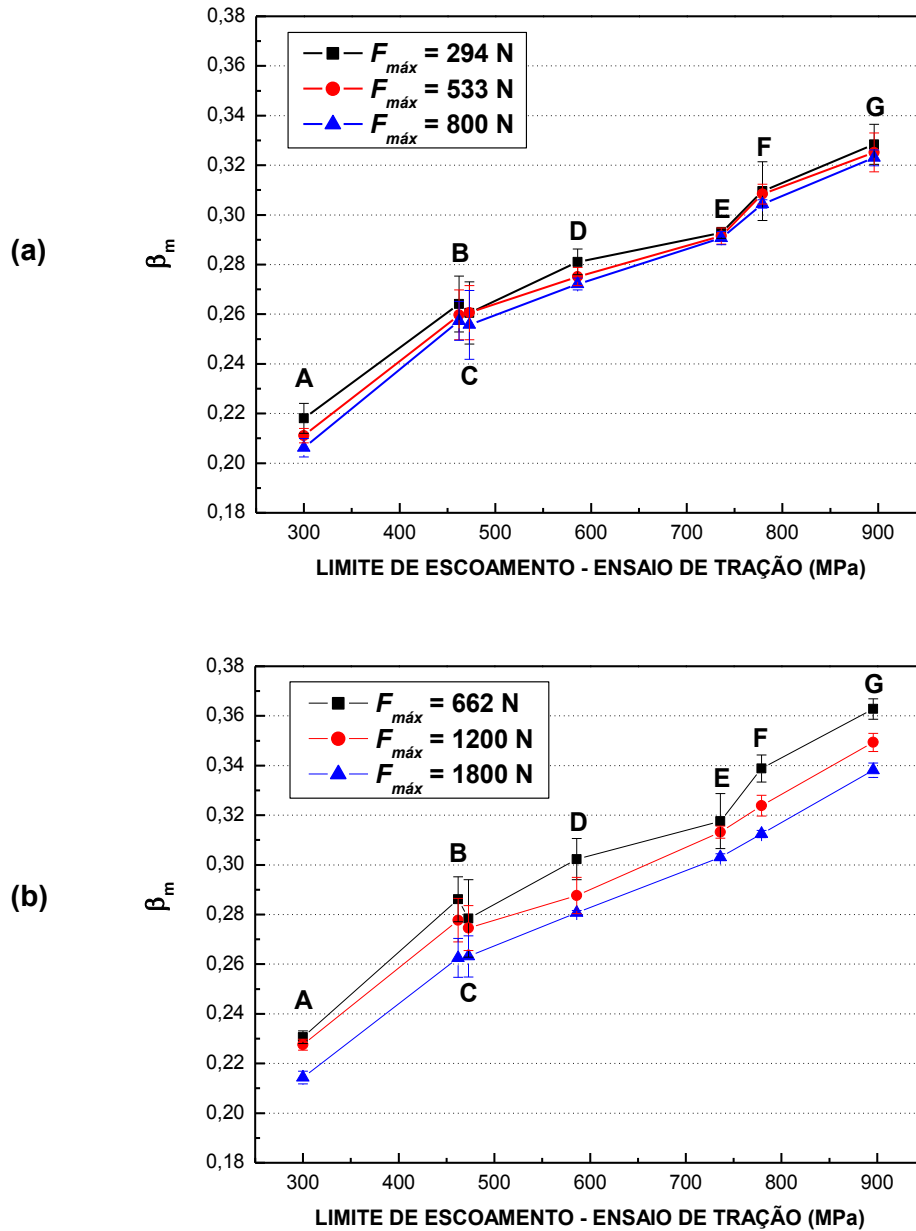


Figura 4.37 – Efeito do fator “diâmetro do penetrador” sobre o valor do parâmetro β_m na ANOVA da Tab. 4.5. A reta que interliga os pontos serve apenas como guia de olhos para os dados.

A Figura 4.38 mostra os valores de β_m em função dos limites de escoamento determinados através de ensaios de tração. Observa-se que β_m cresce com o aumento do limite de escoamento, com comportamento próximo do linear, de forma que o valor de β_m

para o aço “G” é aproximadamente 50% maior que o correspondente para o aço “A”. Além disso, para o aço “A”, cujo limite de escoamento é de 300 MPa, o valor de β_m está próximo de 0,2285, adotado em vários trabalhos, como discutido na revisão bibliográfica (Tab. 2.1).



Portanto, conclui-se que $\beta_m = 0,2285$ pode ser usado apenas para aços com baixo limite de escoamento (≈ 300 MPa) e valores maiores para β_m devem ser adotados para aços mais resistentes, o que ajuda a explicar os resultados mostrados na Fig. 2.3, obtidos por Franco (2007), e na Fig. 4.29. Além da dependência em relação às propriedades mecânicas do aço, β_m também é função da força máxima e do diâmetro do penetrador, o que *pode* estar relacionado ao efeito de *pile-up* ao redor da indentação e à complacência do equipamento, ambos desconsiderados no “Modelo de Haggag *et al.*”.

A dependência de β_m com o diâmetro do penetrador e a força máxima de ensaio pode ser contornada padronizando-se o ensaio de macroindentação instrumentada em termos desses dois fatores. Porém, coloca-se o seguinte problema para o uso do “Modelo de Haggag *et al.*”: se o parâmetro de cálculo β_m depende das propriedades mecânicas do aço, mas a grande motivação do ensaio de macroindentação instrumentada é permitir a realização de testes *in situ*, visando estimar as propriedades mecânicas, que a princípio são desconhecidas, como determinar o “melhor” valor de β_m para o aço em análise?

Uma possível solução para este problema é correlacionar o parâmetro β_m com alguma propriedade mecânica que pode ser determinada diretamente a partir do ensaio de macroindentação instrumentada, independente do “Modelo de Haggag *et al.*”. Uma alternativa seria obter uma correlação entre β_m e a dureza de indentação, esta última dependente apenas do diâmetro final da indentação e da força máxima usada no ensaio, que são informações obtidas diretamente da curva “força *versus* deslocamento”. No entanto, neste caso seria mais razoável utilizar uma correlação entre o limite de escoamento e a dureza, como proposto por Pavlina e Tyne (2008), abandonando o uso do “Modelo de Haggag *et al.*” e, conseqüentemente, dispensando a determinação do parâmetro β_m .

Outro caminho para solucionar o problema é investigar se a Eq. (2.12) é a que melhor representa a dependência de σ_{YS} em função do parâmetro A . Como apresentado na revisão bibliográfica, alguns trabalhos sugerem o uso da Eq. (2.13), a qual introduz o termo b_m , denominado de “*offset* de escoamento”. A priori, pode parecer que a introdução de um novo termo complica ainda mais o problema, pois exige a determinação de dois parâmetros de cálculo empíricos: β_m e b_m . No entanto, se para uma dada condição de ensaio, ou seja, para uma dada combinação de diâmetro do penetrador e força máxima, os parâmetros β_m e b_m forem independentes do material (independentes da resistência mecânica do aço), o problema estará resolvido.

Assim, para cada condição de ensaio (combinação de diâmetro do penetrador e força máxima) foi construído um gráfico correlacionando o limite de escoamento (σ_{YS}),

determinado via ensaio de tração (“valor convencional”), e o parâmetro A , determinado via ensaio de macroindentação. Cada gráfico contém sete pontos, correspondentes aos sete aços analisados, e a relação entre o limite de escoamento (variável dependente) e o parâmetro A (variável independente) foi determinada através de regressão linear simples. Os resultados são mostrados na Fig. 4.39.

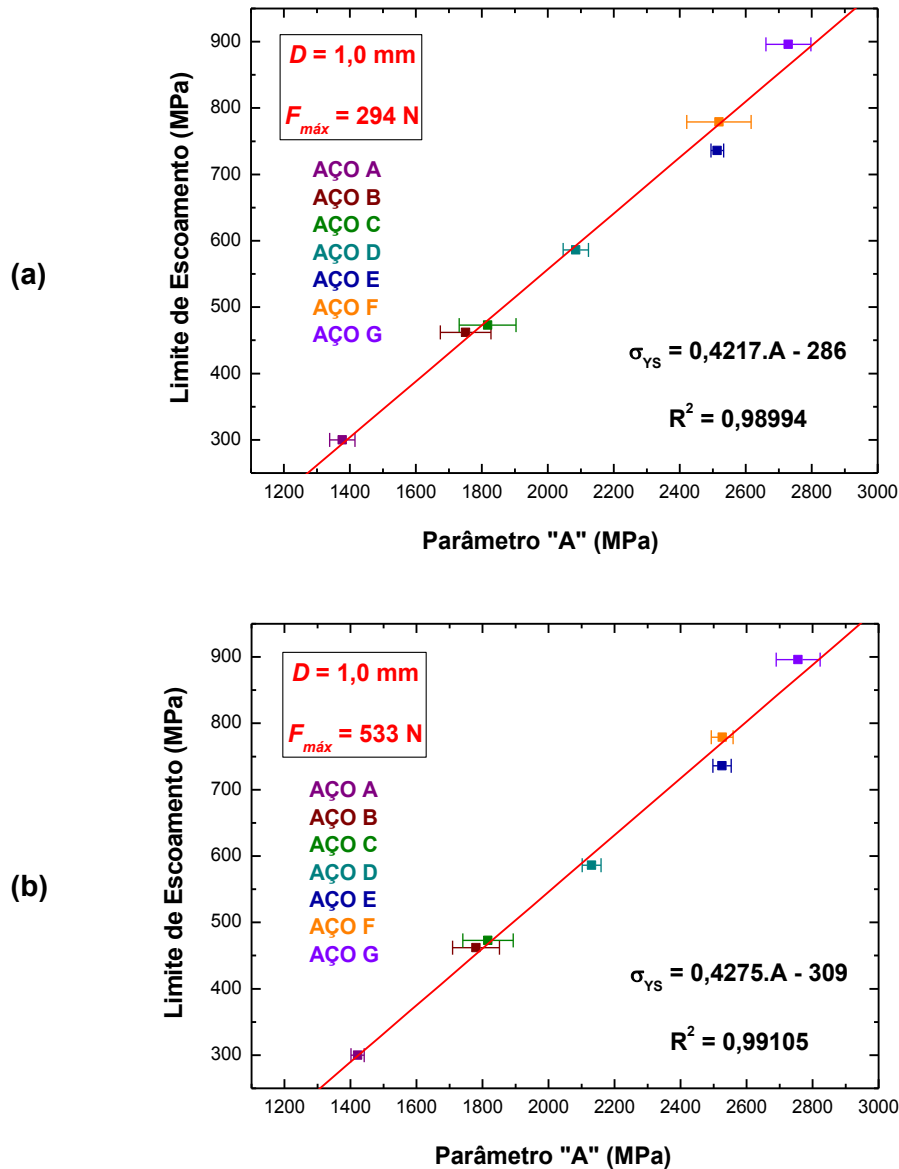
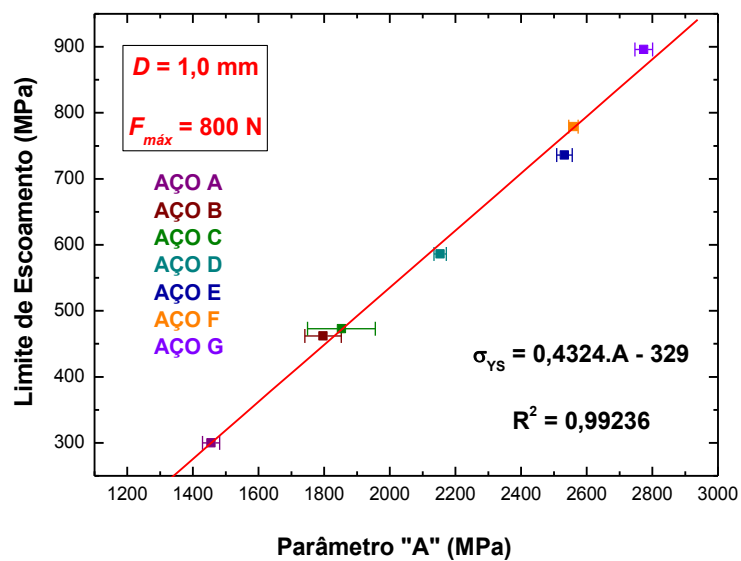
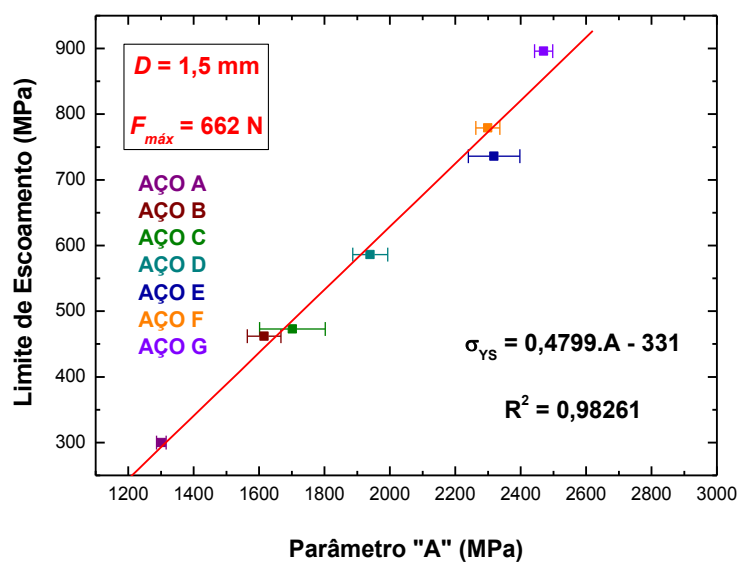


Figura 4.39 – Correlações entre o parâmetro A e o limite de escoamento (“valor convencional”) para as condições de ensaio analisadas, em função do diâmetro do penetrador (D) e da força máxima ($F_{máx}$): (a) $D = 1,0 \text{ mm}$ e $F_{máx} = 294 \text{ N}$, (b) $D = 1,0 \text{ mm}$ e $F_{máx} = 533 \text{ N}$, (c) $D = 1,0 \text{ mm}$ e $F_{máx} = 800 \text{ N}$, (d) $D = 1,5 \text{ mm}$ e $F_{máx} = 662 \text{ N}$, (e) $D = 1,5 \text{ mm}$ e $F_{máx} = 1200 \text{ N}$ e (f) $D = 1,5 \text{ mm}$ e $F_{máx} = 1800 \text{ N}$. Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados.

(c)



(d)



(e)

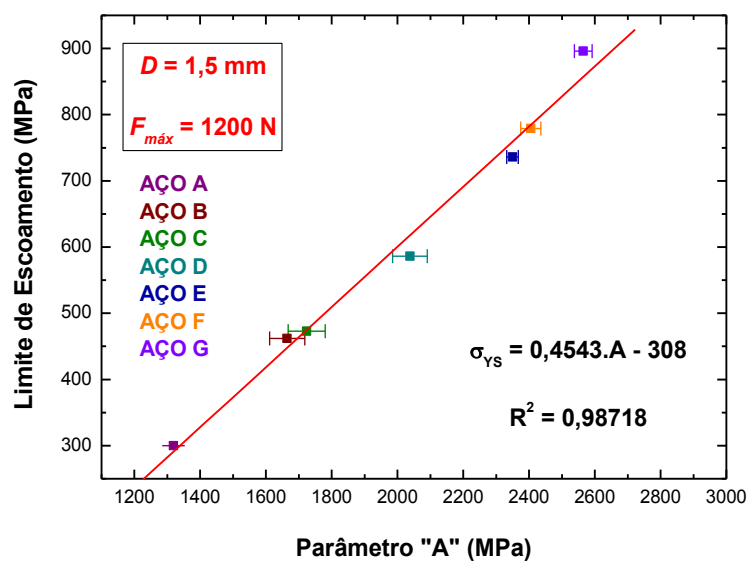


Figura 4.39 – Continuação.

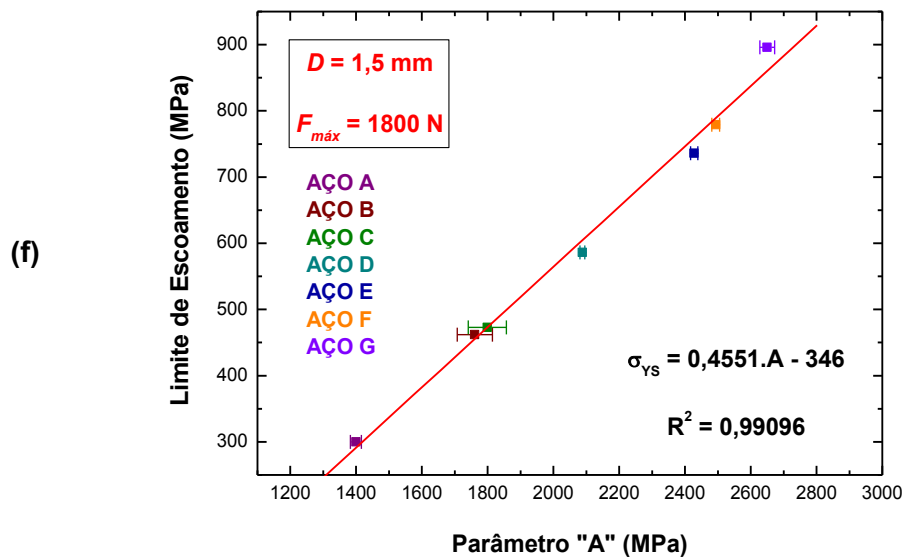


Figura 4.39 – Continuação.

Os coeficientes de determinação (R^2) mostrados na Fig. 4.39 estão muito próximos de 1 para todas as condições de ensaio, indicando excelentes ajustes das retas aos dados. O valor de R^2 fica mais próximo de 1 à medida que a força máxima de ensaio aumenta, tanto para o penetrador esférico de 1,0 mm como para o de 1,5 mm. Além disso, os intervalos de confiança associados ao parâmetro A , para cada um dos sete pontos indicados nos gráficos, correspondentes aos sete aços ensaiados, diminuem com o aumento da força máxima de ensaio, exceto para os aços "B" e "C", para os quais os desvios são significativos mesmo nas condições de maior força máxima (800 N para o penetrador de 1,0 mm e 1800 N para o penetrador de 1,5 mm), o que pode ser explicado pela existência de gradiente de propriedades mecânicas ao longo da espessura das amostras destes dois aços.

Outro ponto a se considerar, com base na Fig. 4.39, é que a relação linear entre σ_{YS} e A foi obtida a partir de ensaios realizados em aços com diferentes composições químicas e microestruturas. Isso indica que para uma dada condição de ensaio, expressa pelo diâmetro do penetrador e pela força máxima, os mesmos valores dos parâmetros β_m e b_m , determinados empiricamente para esta condição, podem ser utilizados independente se o aço ensaiado possui microestrutura ferrítica, ferrítica-perlítica ou martensítica.

Em aços austeníticos, nos quais ocorre *sink-in* (KARTHIK *et al.*, 2012), ao invés de *pile-up* (presente em aços ferríticos / perlíticos / martensíticos), *pode* existir alguma influência da microestrutura nos valores dos parâmetros β_m e b_m .

A Tabela 4.6 resume os principais resultados extraídos da Fig. 4.39.

Tabela 4.6 – Valores dos parâmetros β_m e b_m em função do diâmetro do penetrador e da força máxima utilizados no ensaio de macroindentação instrumentada.

Diâmetro do Penetrador (mm)	Força Máxima (N)	β_m	b_m (MPa)	R^2
1,0	294	0,4217	-286	0,98994
	533	0,4275	-309	0,99105
	800	0,4324	-329	0,99236
1,5	662	0,4799	-331	0,98261
	1200	0,4543	-308	0,98718
	1800	0,4551	-346	0,99096

Os valores dos parâmetros β_m e b_m mostrados na Tab. 4.6 já consideram, de forma empírica, quaisquer possíveis efeitos oriundos da ocorrência de *pile-up* e da complacência do equipamento e possuem a mesma ordem de grandeza dos valores propostos por Haggag (1999) e utilizados por Kania; Russel; Gao (2004), determinados a partir de ensaios realizados em aços com limites de escoamento entre 275 MPa e 620 MPa: $\beta_m = 0,3585$ e $b_m = -239$ MPa, para um penetrador esférico de 0,508 mm, e $\beta_m = 0,4273$ e $b_m = -285$ MPa, para um penetrador esférico de 0,762 mm. Contudo, Haggag (1999) não indica qual força máxima de ensaio deve ser utilizada em conjunto com esses parâmetros.

A Figura 4.40 mostra os gráficos de σ_{YS} em função do parâmetro de teste A , considerando os valores de β_m e b_m da Tab. 4.6 para construção das retas. Também é mostrada a reta para $\beta_m = 0,2285$ e $b_m = 0$, que corresponde à Eq. (2.12).

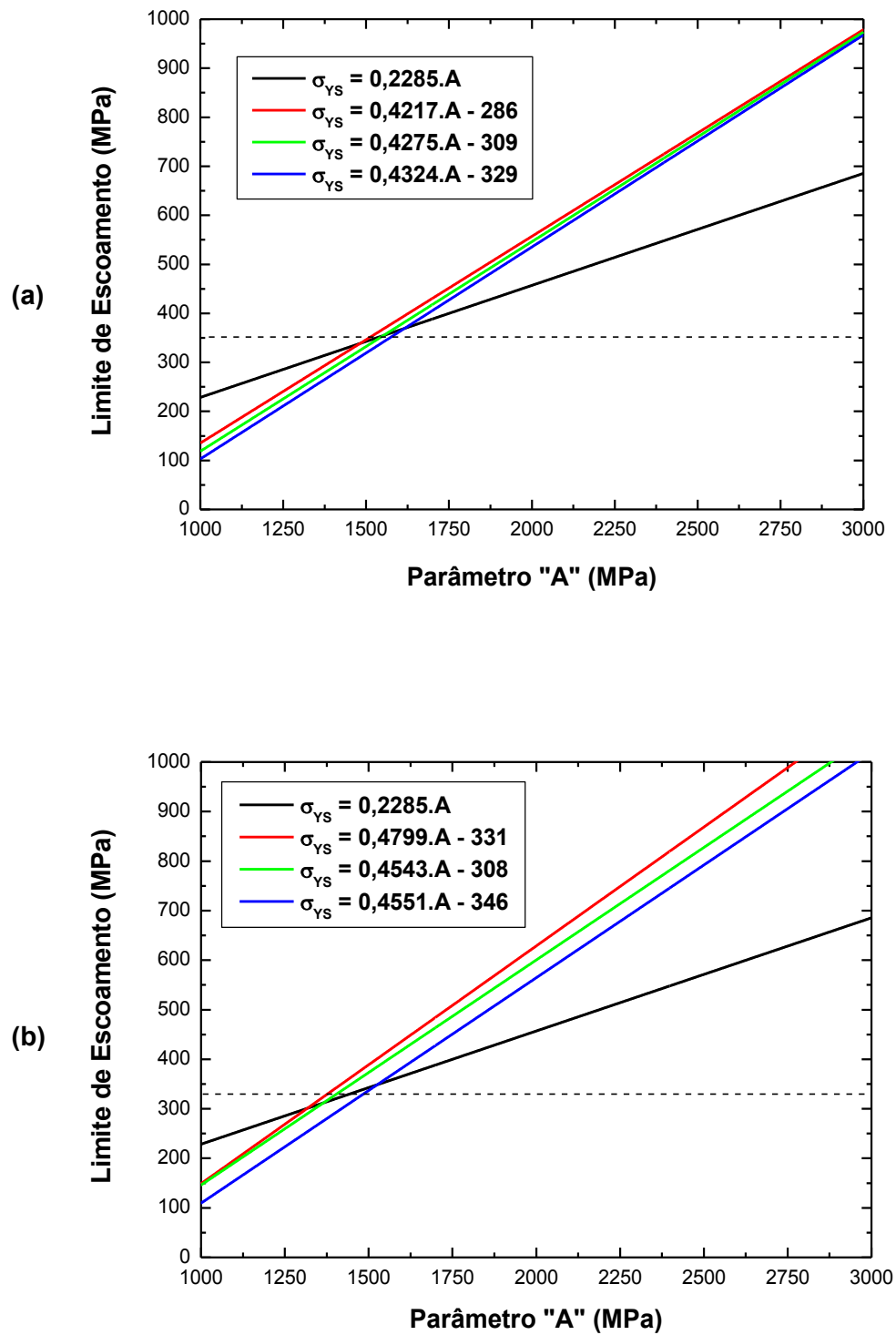


Figura 4.40 – Limite de escoamento em função do parâmetro de teste A , considerando os valores de β_m e b_m da Tab. 4.6 para traçar as retas: (a) penetrador esférico de 1,0 mm e (b) penetrador esférico de 1,5 mm.

Na Figura 4.40, observa-se que há um cruzamento entre as retas para limites de escoamento próximos de 350 MPa, ou seja, o uso da Eq. (2.12) e do parâmetro de cálculo $\beta_m = 0,2285$ fornece resultados satisfatórios apenas para aços com limites de escoamento próximos deste valor. Para aços mais resistentes ($\sigma_{YS} > 350$ MPa), a utilização de $\beta_m = 0,2285$ tende a subestimar o limite de escoamento, com o erro ficando cada vez maior à medida que a resistência do material aumenta. Em contrapartida, para aços menos resistentes ($\sigma_{YS} < 350$ MPa), a utilização de $\beta_m = 0,2285$ tende a superestimar o valor do limite de escoamento. Essa análise apresenta uma explicação para os resultados mostrados nas Figuras 2.3, 4.28 e 4.29. Além disso, Kania; Russel; Gao (2004) já tinham reportado que o uso da Eq. (2.12) e do parâmetro de cálculo $\beta_m = 0,2285$ fornece resultados superestimados para aços com baixo limite de escoamento.

Portanto, a Eq. (2.13) é mais adequada para estimar o limite de escoamento de aços, pois os parâmetros de cálculo β_m e b_m tornam-se independentes da resistência do aço a ser ensaiado. Contudo, os valores destes parâmetros dependem do diâmetro do penetrador e da força máxima usados no ensaio de macroindentação instrumentada. O programa de análise, desenvolvido para operar em conjunto com o *PropInSitu 2*, já possui um campo na tela de interface para o usuário entrar com o valor de b_m (ver Fig. 2.14), permitindo a utilização da Eq. (2.13).

Quanto à escolha da condição de ensaio (diâmetro do penetrador e força máxima), devem ser considerados os seguintes fatores:

- **Escolha do diâmetro do penetrador:** quanto maior o diâmetro, maior a região analisada e os resultados serão mais representativos do volume do material (propriedades macroscópicas). Porém, a utilização de diâmetros menores é interessante, e muitas vezes necessária, na análise de microrregiões, como na ZAC de juntas soldadas;
- **Escolha da força máxima:** forças máximas elevadas implicam em maiores profundidades de penetração, promovendo maiores deformações, o que pode levar a uma melhor representação do comportamento do material na fase plástica, e redução dos efeitos da presença de camada encruada oriunda do lixamento, assim como da existência de camada descarbonetada e de possíveis efeitos da topografia (rugosidade), no caso de incorreta preparação da superfície. Além disso, forças de ensaio muito pequenas podem acarretar erros de medição, pois os sensores (célula de carga e LVDT) passam a trabalhar próximos ao fundo de escala. Contudo, o uso de forças máximas muito elevadas aumenta o tempo de ensaio e amplifica o efeito

da complacência do equipamento, uma vez que o aumento da força de ensaio implica em maiores erros relativos na determinação da profundidade de indentação (ULLNER *et al.*, 2010).

Neste ponto, é crucial ponderar sobre a diferença entre “estatisticamente significativo” e “importante”. Sempre que se lida com uma amostra suficientemente grande, como no presente trabalho (planejamento fatorial completo com 210 ensaios), tem-se a chance de encontrar uma diferença estatisticamente significativa entre as médias (DOWNING; CLARK, 2011). Entretanto, a existência de uma diferença estatisticamente significativa não implica na obrigatoriedade das diferenças serem importantes. Esse pode ser o caso, por exemplo, dos resultados mostrados na Fig. 4.40a, pois apesar de a ANOVA ter comprovado o efeito significativo do fator “força máxima”, as três retas mostradas nesta figura estão muito próximas, de forma que, do ponto de vista prático, talvez essa diferença não seja importante para uma dada aplicação. Logo, outras análises estatísticas dos dados experimentais levantados no presente trabalho, juntamente com testes complementares, podem ser necessários para definir quais fatores relacionados às condições de ensaio realmente são importantes e devem ser considerados em ensaios de macroindentação instrumentada para determinação de propriedades mecânicas *in situ*.

4.8 Avaliação do Parâmetro de Cálculo Empírico α_m (Modelo de Haggag *et al.*)

De maneira análoga à análise executada no item 4.7, a partir das 210 curvas “força *versus* deslocamento” obtidas nos ensaios de macroindentação instrumentada e com o programa de análise usando o modelo de cálculo proposto por Haggag *et al.*, o valor do parâmetro empírico α_m foi ajustado, para cada material e condição de ensaio, de forma que o limite de resistência determinado através do “Modelo de Haggag *et al.*” fosse igual ao valor obtido no ensaio de tração, este último adotado como “valor convencional”.

As mesmas observações feitas no item 4.7, sobre as falhas que se incorre ao assumir que os limites de escoamento obtidos de ensaios de tração e fornecidos pelo fabricante dos tubos são “valores convencionais”, também são válidas para os limites de resistência à tração e para a avaliação do parâmetro α_m .

Os valores ajustados de α_m para os 210 ensaios são mostrados no Apêndice VI. Uma Análise de Variância (ANOVA) foi realizada com base nesses dados e os resultados são apresentados na Tab. 4.7.

Da Tabela 4.7, conclui-se que os efeitos principais dos três fatores são significativos, ou seja, os fatores “material” (1), “força máxima” (2), indicada através da relação $F_{m\acute{a}x}/D^2$, e “diâmetro do penetrador” (3) influenciam de modo significativo os valores do parâmetro α_m , para um nível de confiança de 95%. A interação de segunda ordem 1x3 também é significativa, enquanto que as interações de segunda ordem 1x2 e 2x3 e de terceira ordem 1x2x3 não são significativas.

Tabela 4.7 – Resultados da ANOVA para o ajuste do parâmetro de cálculo α_m .

Fonte de Variação	SQ	GL	MQ	F	p
Material (1)	0,5615	6	0,0936	134,6	<0,0001
$F_{m\acute{a}x}/D^2$ (2)	0,2077	2	0,1039	149,5	<0,0001
Diâmetro do Penetrador (3)	0,1356	1	0,1356	195,2	<0,0001
1 x 2	0,0044	12	0,0004	0,5	0,8982
1 x 3	0,0334	6	0,0056	8,0	<0,0001
2 x 3	0,0018	2	0,0009	1,3	0,2828
1 x 2 x 3	0,0101	12	0,0008	1,2	0,2770
Erro	0,1168	168	0,0007		
Total	1,0713	209			

A Figura 4.41 mostra que a maioria dos valores dos resíduos encontra-se sobre a reta teórica ou próxima desta e, portanto, a hipótese de normalidade dos mesmos pode ser aceita (CALADO; MONTGOMERY, 2003).

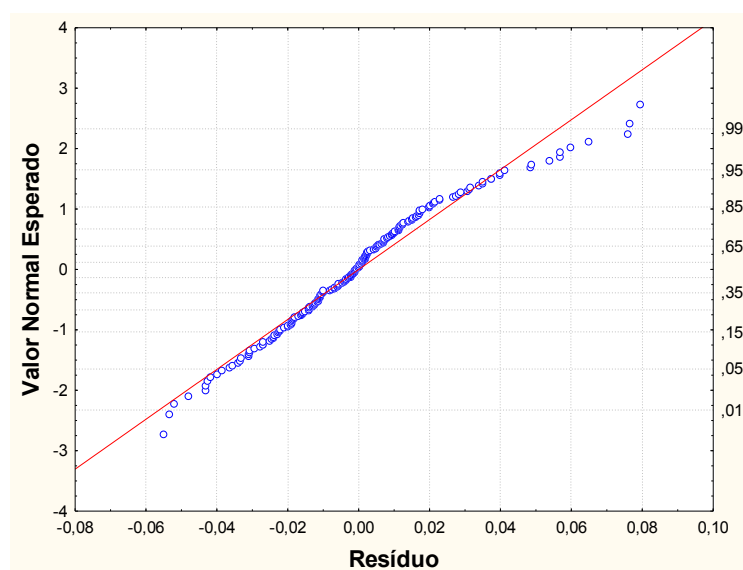


Figura 4.41 – Gráfico de probabilidade normal dos resíduos para a ANOVA da Tab. 4.7.

A Figura 4.42, a qual apresenta o gráfico dos resíduos em função dos valores previstos, indica uma tendência de aumento do desvio quando a média cresce, de forma que a variância não pode ser considerada constante. Porém, a ANOVA é bastante robusta (insensível) à moderada ausência de normalidade e desigualdade na variância dos grupos (BOX; HUNTER; HUNTER, 2005). Os valores previstos superiores a 1,15, para os quais os desvios são maiores, estão relacionados ao aço “C”, como mostrado na Fig. 4.44, sugerindo que esses maiores desvios que ocorrem para valores previstos superiores podem estar associados ao fato da existência de gradiente de propriedades mecânicas ao longo da espessura da amostra deste aço.

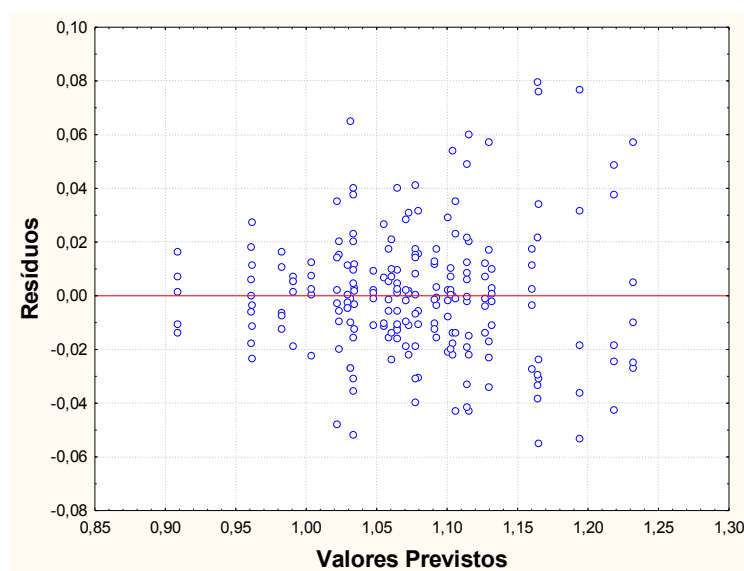


Figura 4.42 – Resíduos em função dos valores previstos para a ANOVA da Tab. 4.7.

Há evidência de aleatoriedade dos resíduos no gráfico que apresenta estes em ordem temporal (Fig. 4.43), indicando a inexistência de desvios sistemáticos (BOX; HUNTER; HUNTER, 2005).

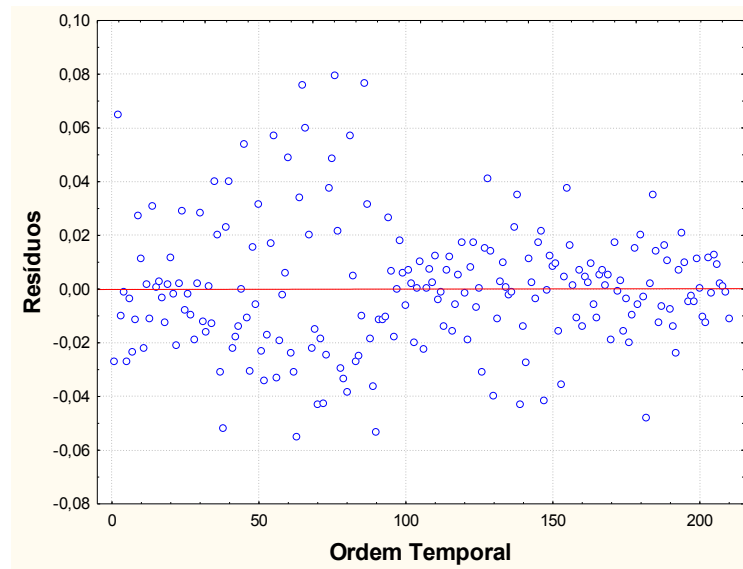


Figura 4.43 – Resíduos em função da ordem temporal para a ANOVA da Tab. 4.7.

As Figuras 4.44, 4.45 e 4.46 mostram os efeitos dos três fatores analisados sobre o valor do parâmetro α_m , ajustado a partir dos ensaios de macroindentação instrumentada.

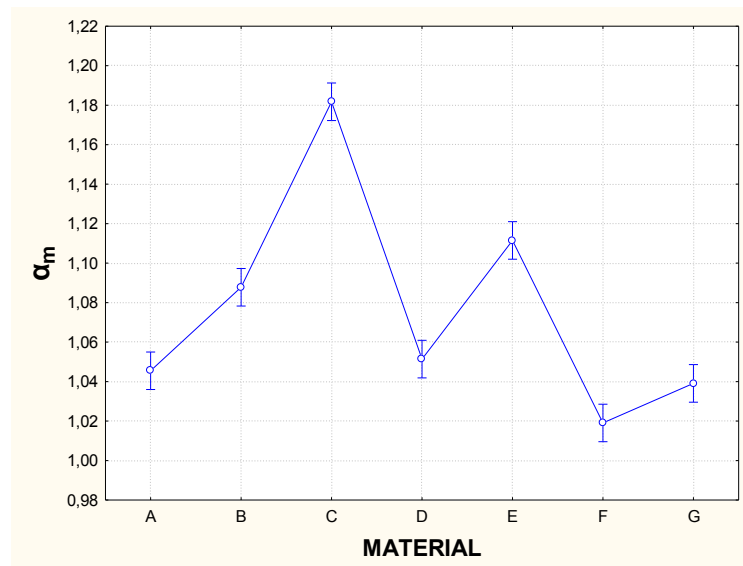


Figura 4.44 – Efeito do fator “material” sobre o valor do parâmetro α_m na ANOVA da Tab. 4.7.

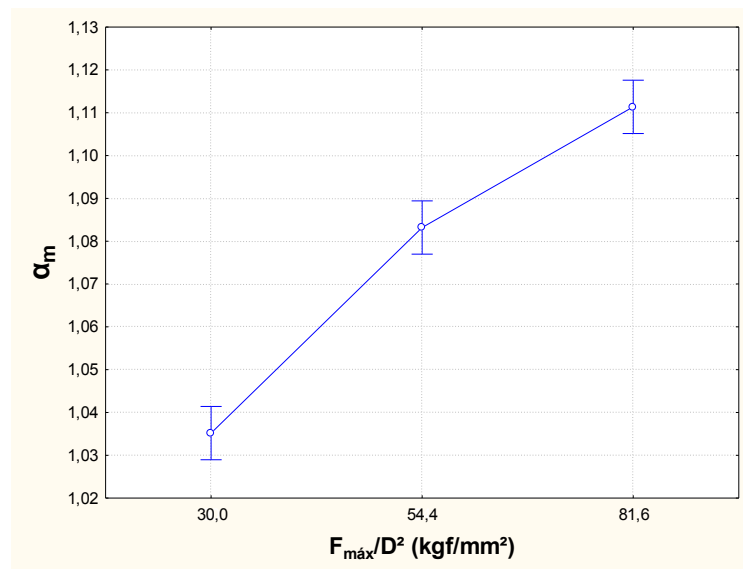


Figura 4.45 – Efeito do fator “força máxima” (F_{\max}/D^2) sobre o valor do parâmetro α_m na ANOVA da Tab. 4.7.

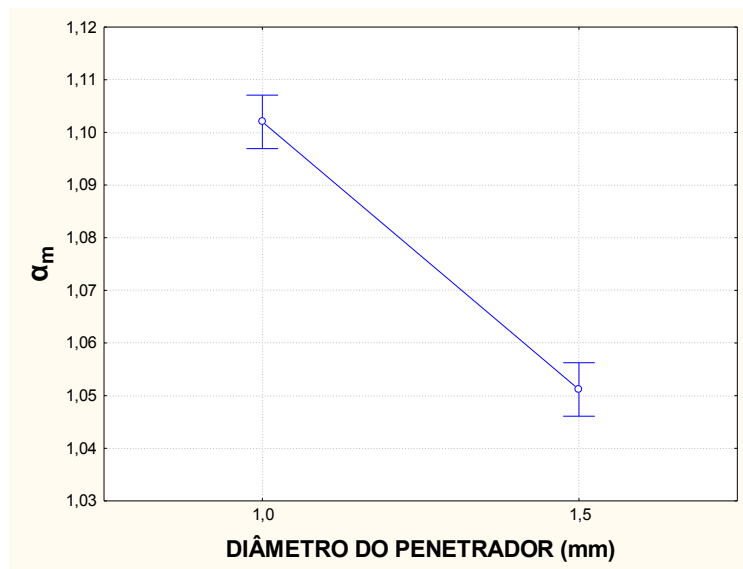


Figura 4.46 – Efeito do fator “diâmetro do penetrador” sobre o valor do parâmetro α_m na ANOVA da Tab. 4.7. A reta que interliga os pontos serve apenas como guia de olhos para os dados.

A Figura 4.44 mostra que o valor de α_m depende do material, enquanto que as Figuras 4.45 e 4.46 indicam os efeitos da força máxima e do diâmetro do penetrador usados nos ensaios de macroindentação instrumentada, respectivamente. Para um mesmo material e diâmetro de penetrador, o uso de forças máximas maiores, ou seja, $F_{m\acute{a}x}/D^2$ maiores, implica em um aumento no valor de α_m . Por outro lado, valores menores de α_m foram obtidos para o penetrador de 1,5 mm. Esses comportamentos de α_m em relação ao diâmetro do penetrador e à força máxima são inversos aos observados para β_m , mostrados nas Figuras 4.36 e 4.37. Uma *possível* explicação para esses comportamentos inversos é o fato de o aumento no valor de β_m implicar em aumento do limite de escoamento, enquanto que o aumento no valor de α_m provoca redução do limite de resistência.

Para o cálculo do limite de resistência de aços-carbono, Haggag (1999) sugere utilizar $\alpha_m = 1,3$ e $\alpha_m = 1,2$ para ensaios realizados com penetradores de 0,508 mm e 0,762 mm, respectivamente. Isso está de acordo com o comportamento mostrado na Fig. 4.46, que indica uma redução no valor do parâmetro α_m com o aumento do diâmetro do penetrador.

Os efeitos dos três fatores mostrados nas Figuras 4.44, 4.45 e 4.46 permitem explicar os resultados apresentados nas Figuras 4.30 e 4.31.

A Figura 4.47 mostra os valores de α_m em função dos limites de resistência determinados através de ensaios de tração. Os valores de α_m para as diversas condições de ensaio e materiais analisados no presente trabalho situam-se na faixa de 0,90 e 1,25, conforme proposto por Murty *et al.* (1998a). Ao contrário do comportamento verificado para o parâmetro β_m , cujo valor cresce com o aumento do limite de escoamento dos aços (Fig. 4.38), α_m não apresenta uma tendência bem definida de crescimento ou de redução com o aumento do limite de resistência, oscilando dentro de uma faixa de valores. Por exemplo, os aços “A” e “G”, que possuem limites de resistência muito distintos (463 MPa e 954 MPa, respectivamente), apresentam valores de α_m muito próximos (estatisticamente iguais).

Ainda com base na Fig. 4.47, nota-se que o aço “C” apresenta os maiores valores para o parâmetro α_m . Conforme mostrado na Tab. 3.1, o limite de escoamento do aço “C” é superior ao do aço “B”, mas o limite de resistência daquele é menor que o deste, o que pode estar relacionado ao fato dos aços possuírem microestruturas distintas e/ou à realização de um único ensaio de tração para cada material. Se o limite de resistência do aço “C”, ao contrário do que consta na Tab. 3.1, for maior que o associado ao aço “B”, isso explica os elevados valores de α_m para o aço “C”, mostrados nas Figuras 4.44 e 4.47.

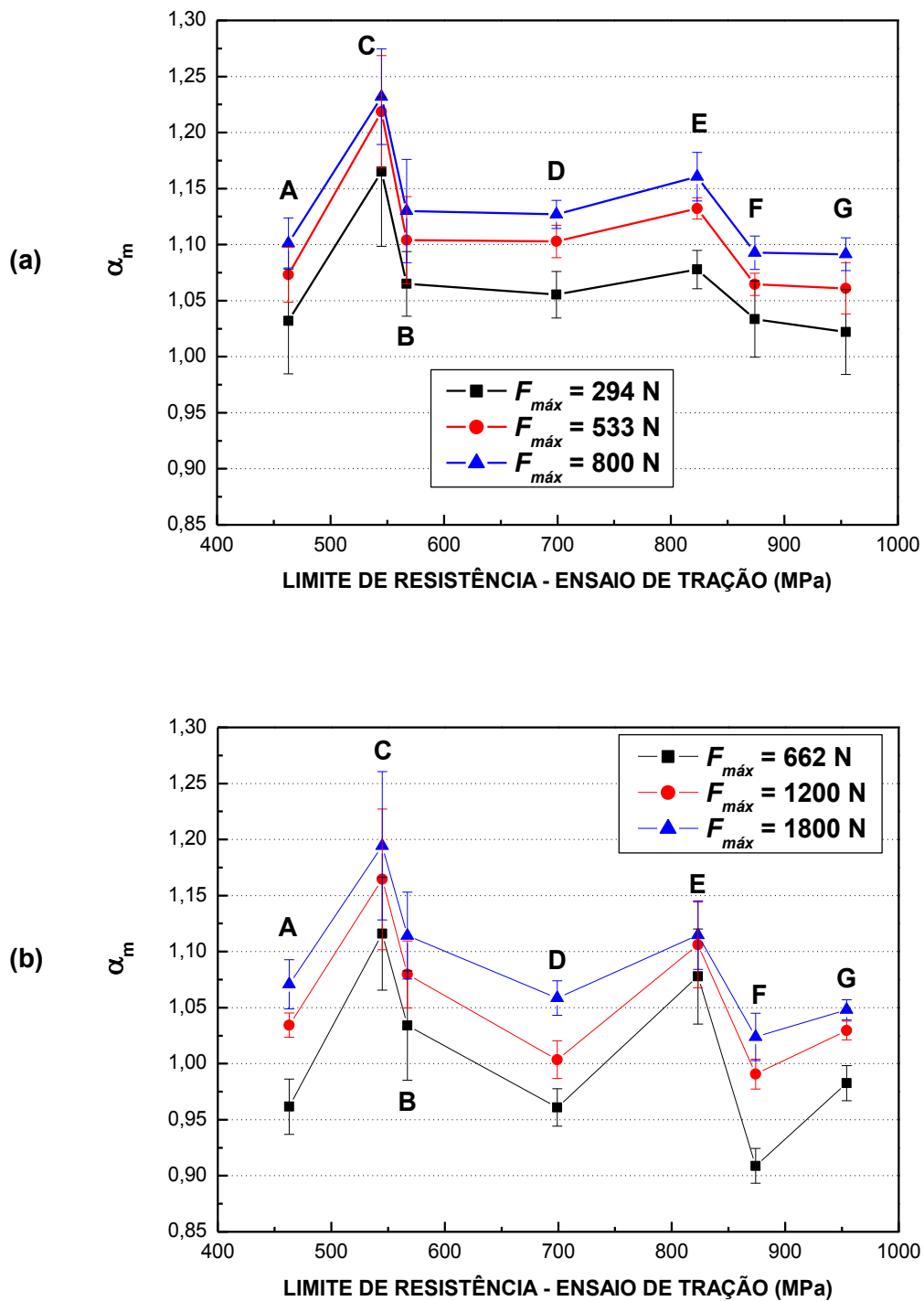


Figura 4.47 – Parâmetro α_m em função do limite de resistência (“valor convencional”) para os aços “A” à “G”: (a) penetrador esférico de 1,0 mm e (b) penetrador esférico de 1,5 mm. Os valores dos limites de resistência são os fornecidos pelo fabricante dos tubos, mostrados na Tab. 3.1. Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados.

Um problema semelhante ao encontrado para o parâmetro β_m , descrito no item 4.7, coloca-se para α_m : qual valor deste parâmetro deve ser introduzido no “Modelo de Haggag *et al.*” para estimar o limite de resistência à tração do aço em análise? Este problema deve receber uma abordagem diferente daquela usada no item 4.7, uma vez que, ao contrário de β_m e de sua correlação com o limite de escoamento, o parâmetro α_m parece não apresentar uma correlação direta e linear com o limite de resistência, ou seja, os valores deste parâmetro podem ser praticamente iguais mesmo para aços com limites de resistência muito distintos (ex.: aços “A” e “G”, como já citado).

Duas alternativas foram propostas buscando-se solucionar o problema relacionado à determinação do limite de resistência usando o “Modelo de Haggag *et al.*”:

- **Alternativa 1:** adoção de “valores médios” para α_m , em função da condição de ensaio, ou seja, do diâmetro do penetrador e da força máxima usados;
- **Alternativa 2:** determinação de uma equação correlacionando o limite de resistência à tração e o parâmetro de teste A , semelhante à solução adotada no item 4.7, para o cálculo do limite de escoamento. Esta alternativa elimina a necessidade de uso do parâmetro α_m .

Na “alternativa 1”, os valores médios para α_m foram determinados, em função da condição de ensaio, utilizando os dados do Apêndice VI. A Tabela 4.8 resume os resultados.

Tabela 4.8 – Valores médios do parâmetro α_m em função do diâmetro do penetrador e da força máxima utilizados no ensaio de macroindentação instrumentada.

Diâmetro do Penetrador (mm)	Força Máxima (N)	α_m Mínimo	α_m Máximo	α_m Médio*	IC** (95%)
1,0	294	0,974	1,241	1,064	± 0,019
	533	1,037	1,267	1,108	± 0,019
	800	1,077	1,289	1,134	± 0,018
1,5	662	0,895	1,176	1,006	± 0,025
	1200	0,972	1,244	1,058	± 0,021
	1800	1,004	1,271	1,089	± 0,020

* Média dos valores de α_m obtidos nos 35 ensaios realizados em cada condição, considerando os sete aços.

** Intervalo de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média.

Portanto, utilizando-se os valores da coluna “ α_m médio” da Tab. 4.8, em função da condição de ensaio, pode-se estimar o limite de resistência à tração, utilizando o “Modelo de Haggag *et al.*”, independente das propriedades mecânicas do aço em análise.

A “alternativa 2” foi baseada no trabalho de Datsko; Hartwig; McClory (2001), já descrito no item 2.2 da revisão bibliográfica, que utilizaram a Eq. (2.33) para calcular o parâmetro K_d , o qual permite estimar o limite de resistência através da Eq. (2.34).

Apesar de estarem representadas de formas diferentes, a Eq. (2.33) é matematicamente igual à Eq. (2.11), utilizada no “Modelo de Haggag *et al.*” para se determinar o parâmetro de teste A . A diferença entre as duas equações está no fato de a Eq. (2.33) usar o diâmetro da indentação medido após o descarregamento total, através de microscopia ótica, enquanto a Eq. (2.11) utiliza o diâmetro total da indentação (d_t), calculado a partir da profundidade total (h_t) medida pelo LVDT. Assim, K_d e A são parâmetros semelhantes.

Datsko; Hartwig; McClory (2001) determinaram que a relação entre o limite de resistência à tração (σ_{UTS}) e o parâmetro K_d é de 1/3, conforme indicado na Eq. (2.34). De forma similar, a razão entre σ_{UTS} e o parâmetro de teste A foi calculada para os 210 ensaios de macroindentação instrumentada realizados. A Tabela 4.9 resume os resultados.

Tabela 4.9 – Razão σ_{UTS}/A para os 210 ensaios de macroindentação instrumentada realizados conforme o planejamento fatorial completo proposto.

Diâmetro do Penetrador (mm)	Força Máxima (N)	Aço	A (MPa) Média*	σ_{UTS} (MPa)	$\frac{\sigma_{UTS}}{A}$
1,0	294	A	1377	463	0,336
		B	1751	567	0,324
		C	1818	545	0,300
		D	2085	699	0,335
		E	2514	823	0,327
		F	2519	874	0,347
		G	2729	954	0,350
		MÉDIA			0,331
1,0	533	A	1421	463	0,326
		B	1780	567	0,319
		C	1816	545	0,300
		D	2130	699	0,328
		E	2526	823	0,326
		F	2526	874	0,346
		G	2756	954	0,346
		MÉDIA			0,327

Tabela 4.9 – Continuação.

1,0	800	A	1455	463	0,318
		B	1796	567	0,316
		C	1853	545	0,294
		D	2153	699	0,325
		E	2532	823	0,325
		F	2559	874	0,342
		G	2774	954	0,344
		MÉDIA			
1,5	662	A	1301	463	0,356
		B	1615	567	0,351
		C	1702	545	0,320
		D	1940	699	0,360
		E	2319	823	0,355
		F	2299	874	0,380
		G	2470	954	0,386
		MÉDIA			
1,5	1200	A	1319	463	0,351
		B	1664	567	0,341
		C	1724	545	0,316
		D	2038	699	0,343
		E	2350	823	0,350
		F	2405	874	0,363
		G	2565	954	0,372
		MÉDIA			
1,5	1800	A	1399	463	0,331
		B	1761	567	0,322
		C	1799	545	0,303
		D	2088	699	0,335
		E	2428	823	0,339
		F	2493	874	0,351
		G	2650	954	0,360
		MÉDIA			
MÉDIA GERAL					0,337

* Média dos valores do parâmetro A obtidos nos cinco ensaios (réplicas) realizados em cada condição.

Os resultados da Tab. 4.9 mostram que o valor médio da razão σ_{UTS}/A , de 0,337, considerando todos os sete aços e seis condições de ensaio analisadas, está muito próximo do valor de σ_{UTS}/K_d ($1/3 \approx 0,333$), proposto por Datsko; Hartwig; McClory (2001). Isto indica a existência de uma relação entre σ_{UTS} e o parâmetro de teste A .

De forma semelhante à metodologia utilizada no cálculo do limite de escoamento, na qual foi adotada a Eq. (2.13), propõe-se que o limite de resistência seja determinado a partir da Eq. (4.3).

$$\sigma_{UTS} = \Delta_m \cdot A + \delta_m \quad (4.3)$$

Onde: Δ_m e δ_m são parâmetros de cálculo que devem ser determinados empiricamente.

Logo, de acordo com a “alternativa 2” proposta no presente trabalho, tanto o limite de escoamento quanto o limite de resistência são função do parâmetro de teste A , calculado exclusivamente a partir da curva “força *versus* deslocamento” obtida no ensaio de macroindentação instrumentada.

Para cada condição de ensaio (diâmetro do penetrador e força máxima) foi construído um gráfico correlacionando o limite de resistência (σ_{UTS}), determinado via ensaio de tração (“valor convencional”), e o parâmetro A , determinado via ensaio de macroindentação. Cada gráfico contém sete pontos, correspondentes aos sete aços analisados, e a relação entre o limite de resistência (variável dependente) e o parâmetro A (variável independente) foi determinada através de regressão linear simples. Os resultados são mostrados na Fig. 4.48.

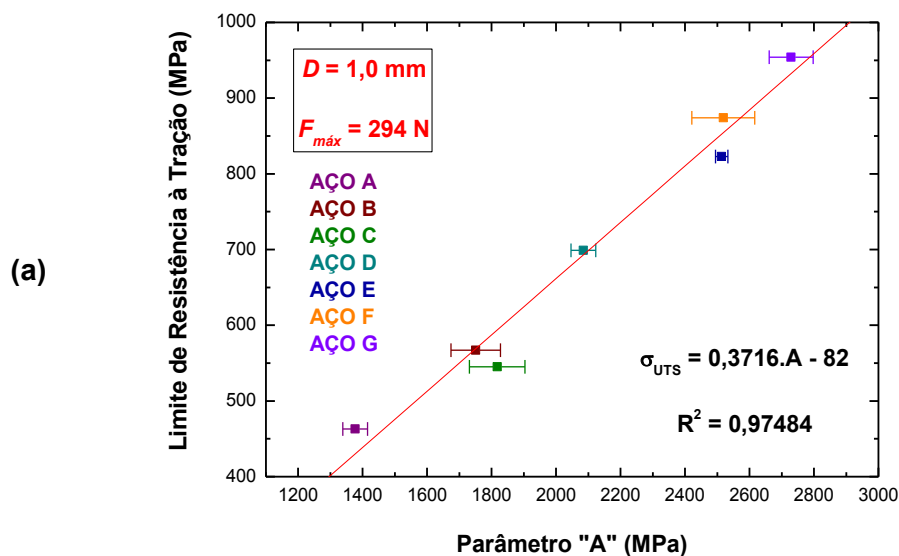
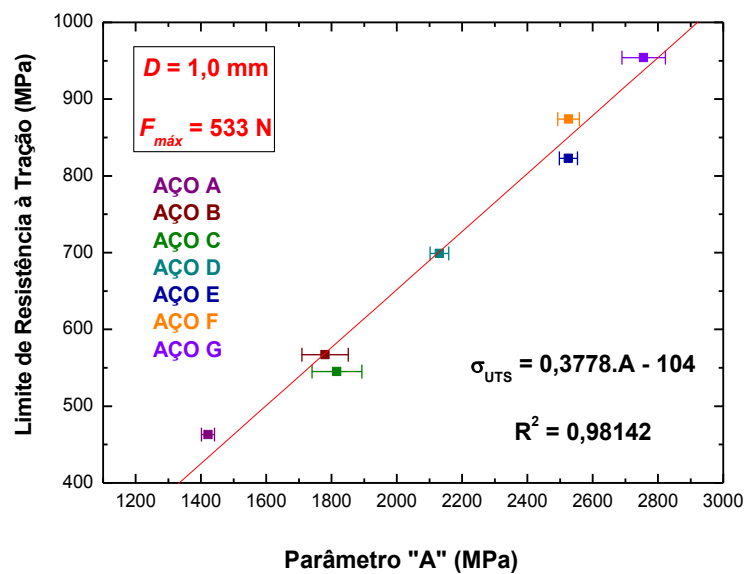
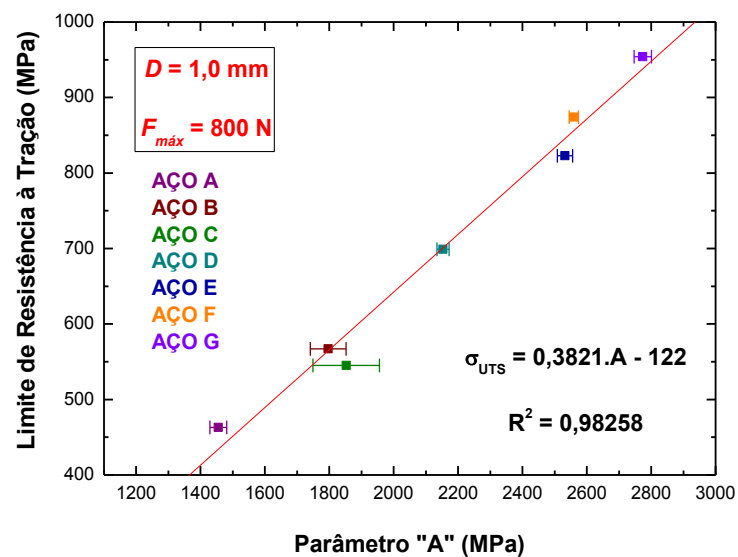


Figura 4.48 – Correlações entre o parâmetro A e o limite de resistência (“valor convencional”) para as condições de ensaio analisadas, em função do diâmetro do penetrador (D) e da força máxima ($F_{máx}$): (a) $D = 1,0 \text{ mm}$ e $F_{máx} = 294 \text{ N}$, (b) $D = 1,0 \text{ mm}$ e $F_{máx} = 533 \text{ N}$, (c) $D = 1,0 \text{ mm}$ e $F_{máx} = 800 \text{ N}$, (d) $D = 1,5 \text{ mm}$ e $F_{máx} = 662 \text{ N}$, (e) $D = 1,5 \text{ mm}$ e $F_{máx} = 1200 \text{ N}$ e (f) $D = 1,5 \text{ mm}$ e $F_{máx} = 1800 \text{ N}$. Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados.

(b)



(c)



(d)

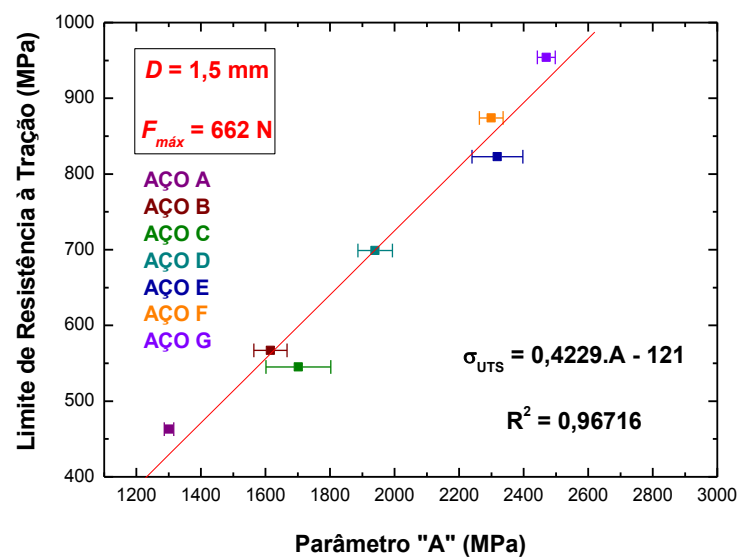
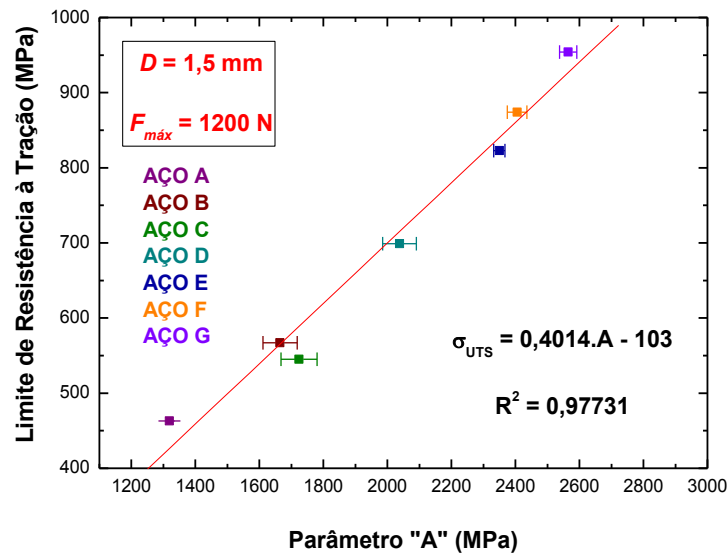


Figura 4.48 – Continuação.

(e)



(f)

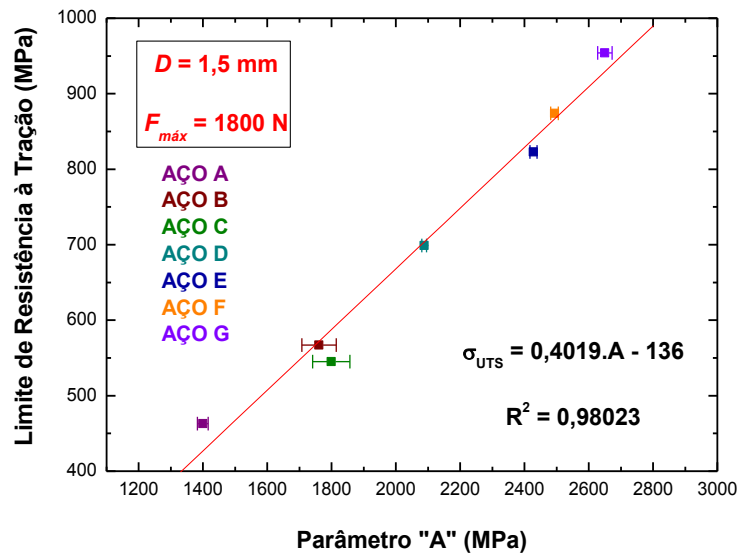


Figura 4.48 – Continuação.

Os coeficientes de determinação (R^2) mostrados na Fig. 4.48 estão muito próximos de 1 para todas as condições de ensaio, indicando excelentes ajustes das retas aos dados. Verifica-se que o coeficiente de determinação fica mais próximo de 1 à medida que a força máxima de ensaio aumenta. Além disso, de forma semelhante ao que foi observado para o limite de escoamento, na Fig. 4.39, os intervalos de confiança do parâmetro de teste A , para cada um dos sete pontos indicados nos gráficos, diminuem com o aumento da força máxima de ensaio, exceto para os aços "B" e "C", para os quais os desvios são significativos mesmo nas condições de maior força máxima (800 N para o penetrador de 1,0 mm e 1800 N para o penetrador de 1,5 mm), o que pode ser explicado, novamente, pela existência de gradiente

de propriedades mecânicas ao longo da espessura das amostras destes dois aços. A Tabela 4.10 resume os principais resultados extraídos da Fig. 4.48.

Tabela 4.10 – Valores dos parâmetros Δ_m e δ_m em função do diâmetro do penetrador e da força máxima utilizados no ensaio de macroindentação instrumentada.

Diâmetro do Penetrador (mm)	Força Máxima (N)	Δ_m	δ_m (MPa)	R^2
1,0	294	0,3716	-82	0,97484
	533	0,3778	-104	0,98142
	800	0,3821	-122	0,98258
1,5	662	0,4229	-121	0,96716
	1200	0,4014	-103	0,97731
	1800	0,4019	-136	0,98023

A Figura 4.49 apresenta, para os aços “A” à “G”, os comportamentos dos limites de escoamento e de resistência à tração em função do parâmetro de teste A , considerando os parâmetros empíricos β_m e b_m , mostrados na Tab. 4.6, e Δ_m e δ_m , mostrados na Tab. 4.10, para a condição de ensaio com penetrador esférico de 1,5 mm e força máxima de 1800 N. Nota-se que as retas construídas a partir das Equações (2.13) e (4.3), utilizando os parâmetros propostos no presente trabalho, ajustam-se bem aos valores das propriedades determinadas nos ensaios de tração.

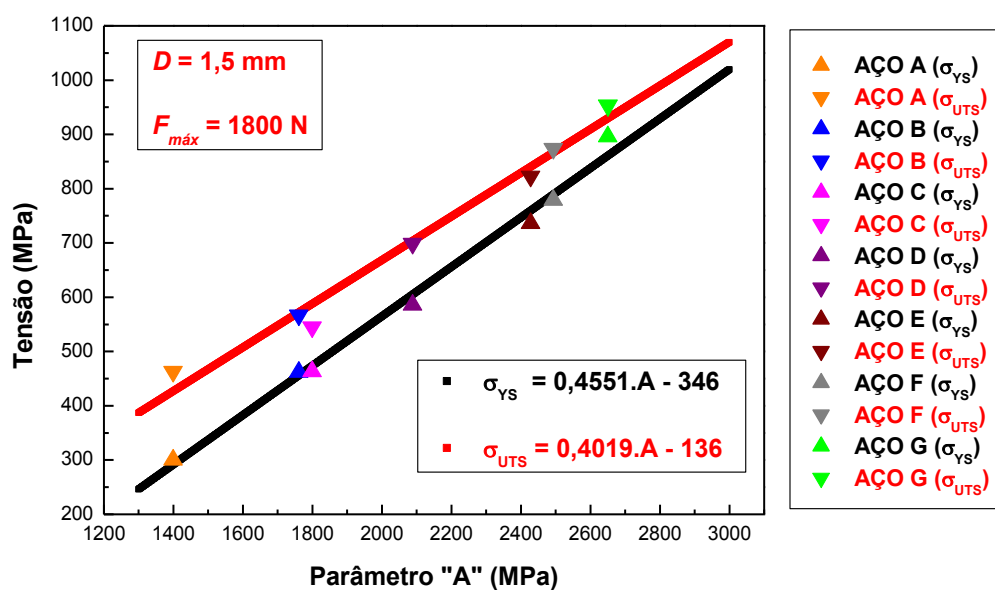


Figura 4.49 – Limites de escoamento (σ_{YS}) e de resistência à tração (σ_{UTS}) em função do parâmetro de teste A para os aços “A” à “G”.

Portanto, sugere-se a utilização de duas metodologias para o cálculo do limite de resistência à tração de aços com propriedades mecânicas e microestruturas semelhantes às daquelas dos aços investigados no presente trabalho (“A” à “G”):

- **Alternativa 1:** uso do “Modelo de Haggag *et al.*”, adotando-se os valores de α_m mostrados na Tab. 4.8 (“ α_m médio”);
- **Alternativa 2:** uso do parâmetro de teste A , empregando a Eq. (4.3), adotando-se os valores de Δ_m e δ_m mostrados na Tab. 4.10.

A aplicação dessas duas alternativas foi avaliada no item 4.13.

4.9 Cálculo do Coeficiente de Resistência (K) e do Expoente de Encruamento (n) Utilizando o Modelo de Haggag *et al.*

Este item apresenta a análise dos resultados obtidos nos ensaios de macroindentação instrumentada, com base no “Modelo de Haggag *et al.*”, para o coeficiente de resistência (K) e para o expoente de encruamento (n) dos aços “A” à “G”.

As Figuras 4.50 e 4.51 mostram os coeficientes de resistência e os expoentes de encruamento, respectivamente, calculados utilizando os parâmetros $\beta_m = 0,2285$ (Eq. 2.12) e $\alpha_m = 1,200$, para as seis condições de ensaio avaliadas (total de 210 ensaios).

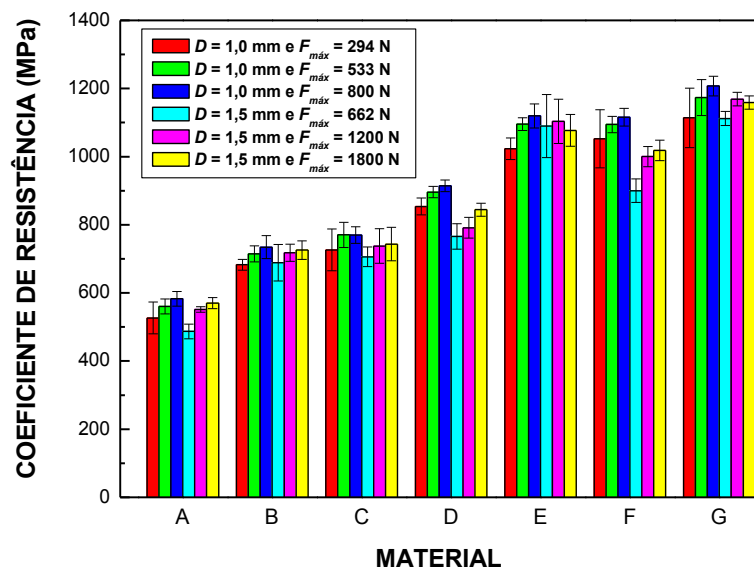


Figura 4.50 – Coeficientes de resistência (K) para os aços “A” à “G”, calculados utilizando os parâmetros $\beta_m = 0,2285$ (Eq. 2.12) e $\alpha_m = 1,200$. Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados.

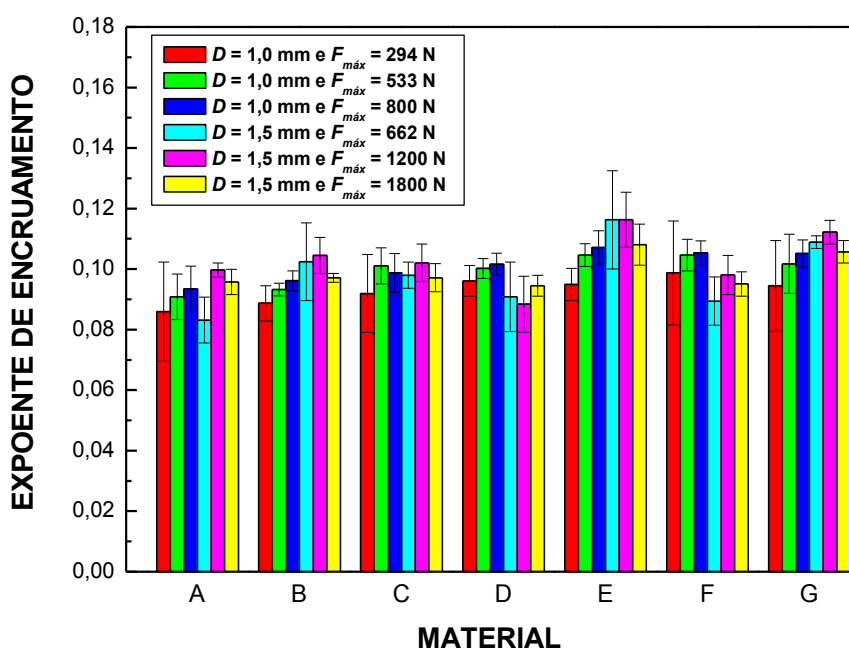


Figura 4.51 – Expoentes de encruamento (n) para os aços “A” à “G”, calculados utilizando os parâmetros $\beta_m = 0,2285$ (Eq. 2.12) e $\alpha_m = 1,200$. Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados.

Há um crescimento do coeficiente de resistência com o aumento da resistência dos aços (Fig. 4.50), mas nenhuma alteração significativa ocorre para o expoente de encruamento (Fig. 4.51), com todos os aços apresentando valores de n próximos de 0,10.

A partir das 210 curvas “força *versus* deslocamento” e com o programa de análise usando o modelo de cálculo proposto por Haggag *et al.*, com os valores de β_m (Eq. 2.12) e α_m ajustados (valores apresentados nos Apêndices V e VI), de forma a se obter, a partir dos ensaios de macroindentação instrumentada, limites de escoamento e de resistência iguais àqueles determinados via ensaios de tração (valores mostrados na Tab. 3.1), foram calculados novos valores para o coeficiente de resistência e para o expoente de encruamento, os quais são apresentados nas Figuras 4.52 e 4.53.

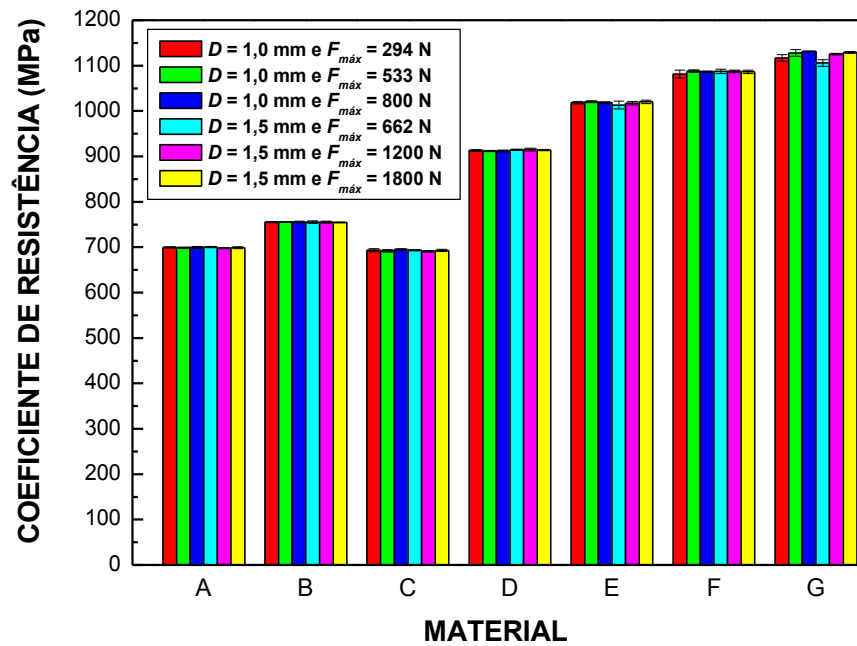


Figura 4.52 – Coeficientes de resistência (K) para os aços “A” à “G”, calculados utilizando os parâmetros β_m (Eq. 2.12) e α_m ajustados. Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados.

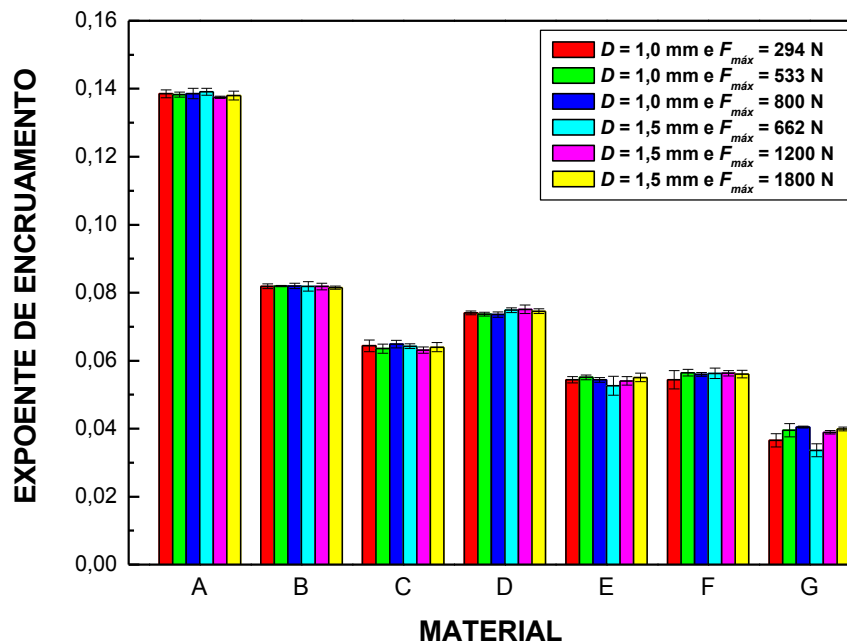


Figura 4.53 – Expoentes de encruamento (n) para os aços “A” à “G”, calculados utilizando os parâmetros β_m (Eq. 2.12) e α_m ajustados. Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados.

Considerando os resultados com β_m (Eq. 2.12) e α_m ajustados (Figuras 4.52 e 4.53), verifica-se um aumento do coeficiente de resistência e uma redução do expoente de encruamento à medida que a resistência dos aços aumenta. Além disso, para cada aço, independente do diâmetro do penetrador e da força máxima utilizados nos ensaios, o uso de β_m e α_m ajustados leva aos mesmos valores de K e n , indicando que se os parâmetros de cálculo forem corretamente ajustados, a descrição da região plástica da curva “tensão *versus* deformação” (que na equação de Hollomon – Eq. (2.8) – é caracterizada exclusivamente por K e n) será a mesma, independente da condição de ensaio.

Segundo Pavlina e Tyne (2008), a razão σ_{UTS}/σ_{YS} pode ser usada como uma medida da capacidade de encruamento do aço. Assim, aços que exibem uma grande capacidade de encruamento apresentarão razões σ_{UTS}/σ_{YS} elevadas. Portanto, espera-se que o expoente de encruamento sofra uma redução à medida que a razão σ_{UTS}/σ_{YS} diminui. Alguns trabalhos (SINTAP, 1998 e 1999; BANNISTER; OCEJO; SOLANA, 2000) sugerem uma correlação entre a razão σ_{YS}/σ_{UTS} e o expoente de encruamento, segundo a Eq. (4.4).

$$n = 0,3(1 - \sigma_{YS}/\sigma_{UTS}) \quad (4.4)$$

Logo, a Eq. (4.4) indica que o expoente de encruamento sofre uma redução à medida que σ_{YS}/σ_{UTS} aumenta, o que está de acordo com o proposto por Pavlina e Tyne (2008). A Equação (4.4) é conservativa (SINTAP, 1999) e tende a fornecer valores para n inferiores àqueles calculados da forma tradicional, a partir da região plástica da curva “tensão real *versus* deformação real”. O coeficiente 0,3 na Eq. (4.4) pode ser substituído por 0,4 ou 0,5 de forma a se obter resultados menos conservativos (SINTAP, 1998).

Outros trabalhos também propõem correlações entre n e σ_{YS} para aços-carbono e aços estruturais, nas quais o aumento do limite de escoamento indica uma redução no valor do expoente de encruamento (SINPAT, 1996).

A Figura 4.54 mostra os valores da razão σ_{UTS}/σ_{YS} para os aços “A” à “G”, calculados a partir das informações da Tab. 3.1. Também é apresentado um gráfico correlacionando os valores de σ_{UTS}/σ_{YS} com os valores de n , estes últimos mostrados na Fig. 4.53.

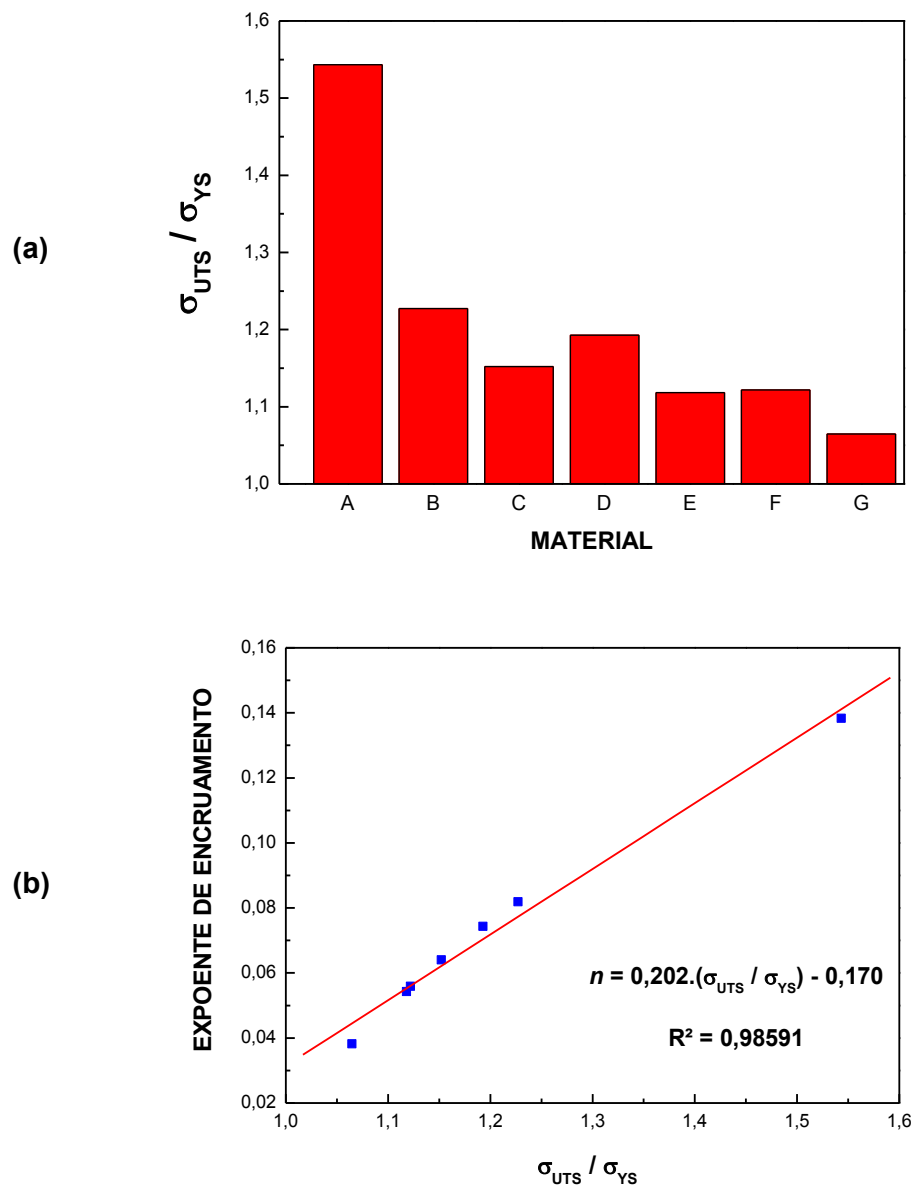


Figura 4.54 – (a) Razão σ_{UTS}/σ_{YS} para os aços “A” à “G”, calculada a partir dos limites de escoamento e de resistência determinados via ensaios de tração (Tab. 3.1). (b) Correlação entre σ_{UTS}/σ_{YS} e o expoente de encruamento, calculado com β_m (Eq. 2.12) e α_m ajustados.

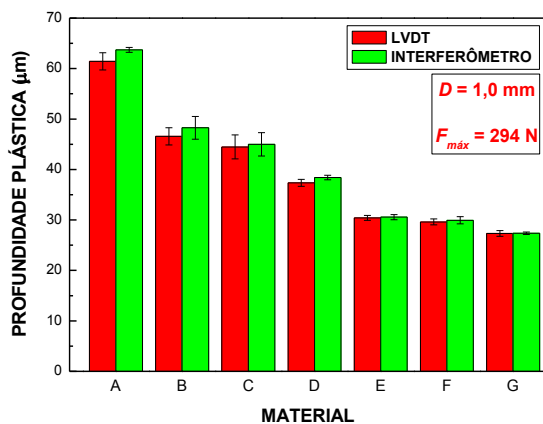
O comportamento de σ_{UTS}/σ_{YS} para os materiais “A” à “G”, mostrado na Fig. 4.54a, é semelhante ao comportamento do expoente de encruamento, mostrado na Fig. 4.53, como ilustra a Fig. 4.54b. Portanto, há evidência de que os expoentes de encruamento calculados com β_m (Eq. 2.12) e α_m ajustados representam, ao menos qualitativamente, o comportamento mecânico dos aços analisados. Além disso, o uso de $\beta_m = 0,2285$ (Eq. 2.12) e $\alpha_m = 1,200$ não permite avaliar, nem mesmo qualitativamente, a capacidade de

encruamento dos aços “A” à “G”, uma vez que aproximadamente o mesmo valor do expoente de encruamento foi obtido para todos os aços.

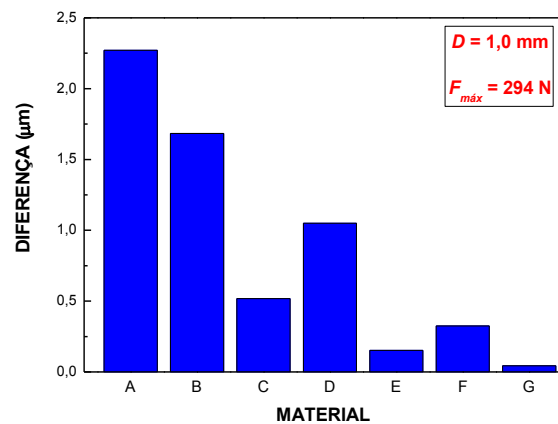
4.10 Avaliação dos Fenômenos de *Pile-up* / *Sink-in*

Seguindo o procedimento experimental descrito no item 3.1.3, os fenômenos de *pile-up* e *sink-in* foram investigados. A técnica de interferometria com luz branca foi usada na determinação da topografia superficial das indentações.

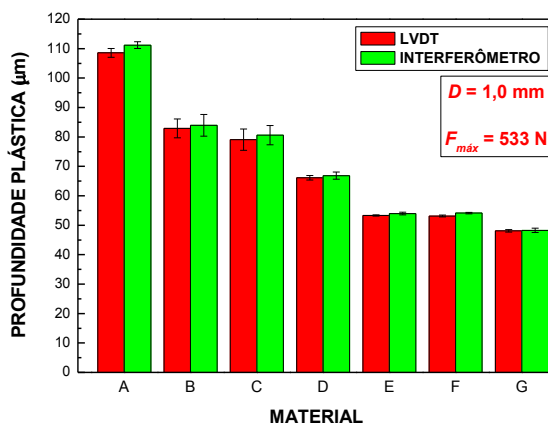
A Figura 4.55 mostra a comparação entre as profundidades plásticas finais de indentação medidas com o LVDT, durante os ensaios de macroindentação instrumentada, e com o interferômetro. É importante destacar que a profundidade plástica final de indentação medida pelo LVDT corresponde àquela registrada no descarregamento total, ao final do ensaio, quando a força é zero.



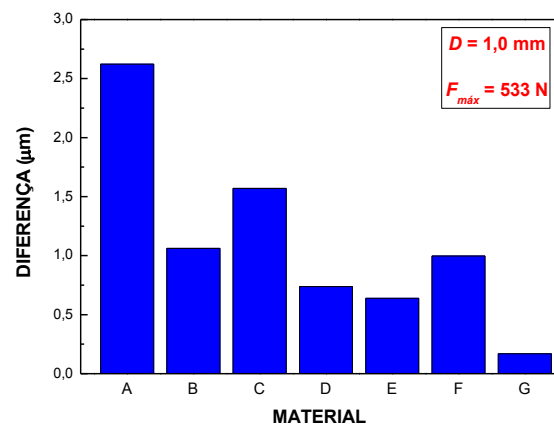
(a-1)



(b-1)



(a-2)



(b-2)

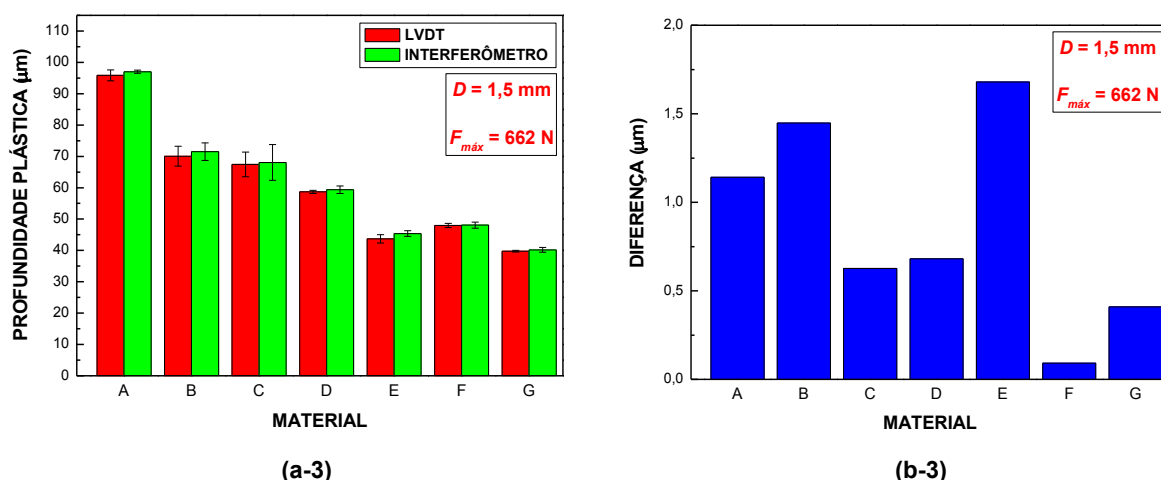


Figura 4.55 – (a) Comparação entre as profundidades plásticas de indentação medidas com o LVDT e através de interferometria, na qual a altura das colunas indica a média para os cinco ensaios de macroindentação realizados em cada material (os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados). (b) Diferença entre as médias mostradas em (a).

A partir dos resultados mostrados na Fig. 4.55, conclui-se que o uso da interferometria com luz branca permitiu quantificar a profundidade plástica das indentações para as três condições de ensaios de macroindentação instrumentada consideradas. Os intervalos de confiança para os aços “B” e “C” são maiores nas três condições de ensaio, uma vez que estes aços apresentam gradiente de dureza ao longo da espessura.

Em nenhuma condição de ensaio a diferença entre as medições com o LVDT e com o interferômetro foi superior a $2,75 \mu\text{m}$. Conforme indicado na folha de dados do LVDT (HBM, 2014a), o máximo desvio de linearidade é de $\pm 0,2\%$ do deslocamento nominal (2 mm), ou seja, $4 \mu\text{m}$. Assim, há evidência do correto funcionamento e posicionamento do LVDT durante os ensaios de macroindentação instrumentada realizados.

A Figura 4.56 mostra os perfis transversais das indentações para os aços “A” e “G”, que correspondem aos extremos em termos de propriedades mecânicas para os sete aços analisados (“A” com menor resistência mecânica e “G” com maior resistência mecânica), obtidos a partir de indentações geradas em ensaios de macroindentação instrumentada realizados com o penetrador esférico de $1,5 \text{ mm}$ e força máxima de 662 N . A Figura 4.57 mostra as topografias das mesmas indentações da Fig. 4.56.

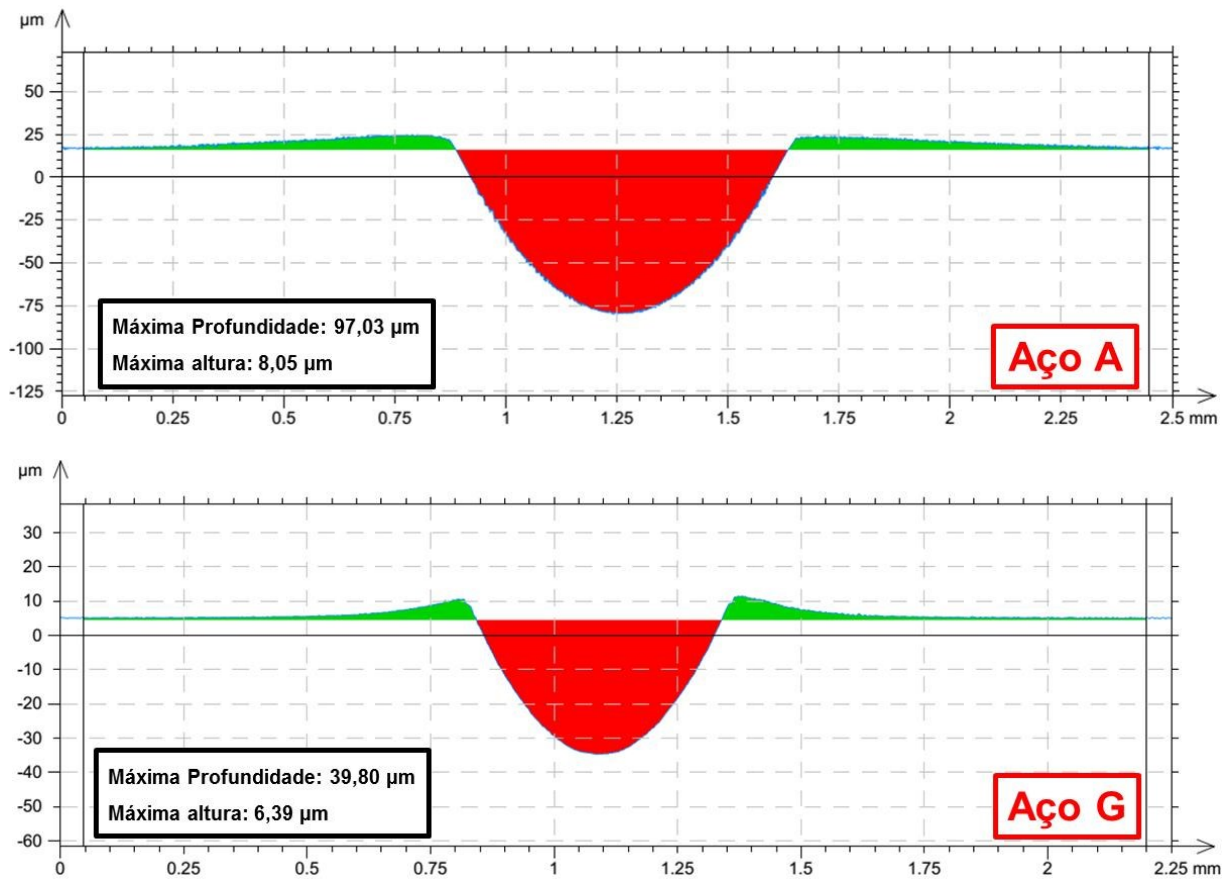


Figura 4.56 – Perfis transversais de indentações para os aços “A” e “G”. As indentações foram geradas em ensaios de macroindentação instrumentada com penetrador esférico de 1,5 mm e força máxima de 662 N. As escalas dos eixos são diferentes.

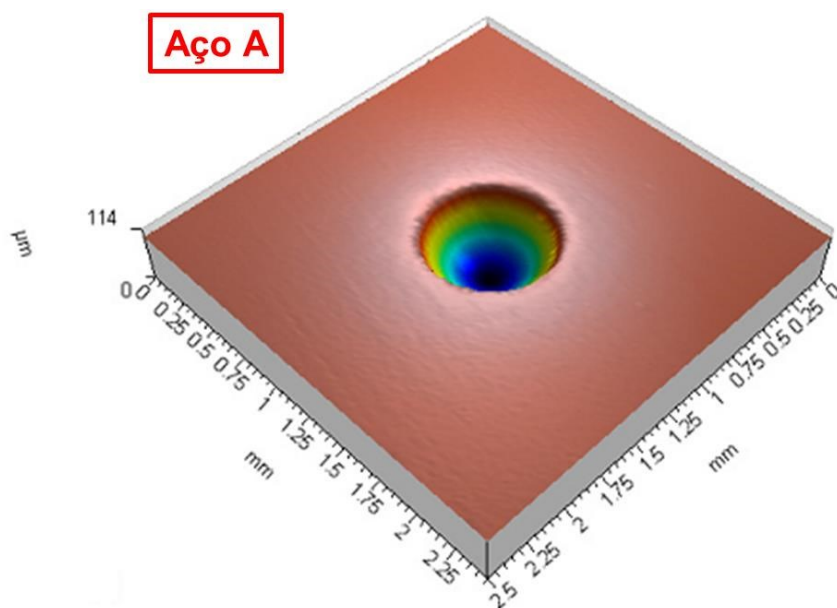


Figura 4.57 – Topografia superficial das indentações nos aços “A” e “G” (página seguinte). As indentações foram geradas em ensaios de macroindentação instrumentada com penetrador esférico de 1,5 mm e força máxima de 662 N.

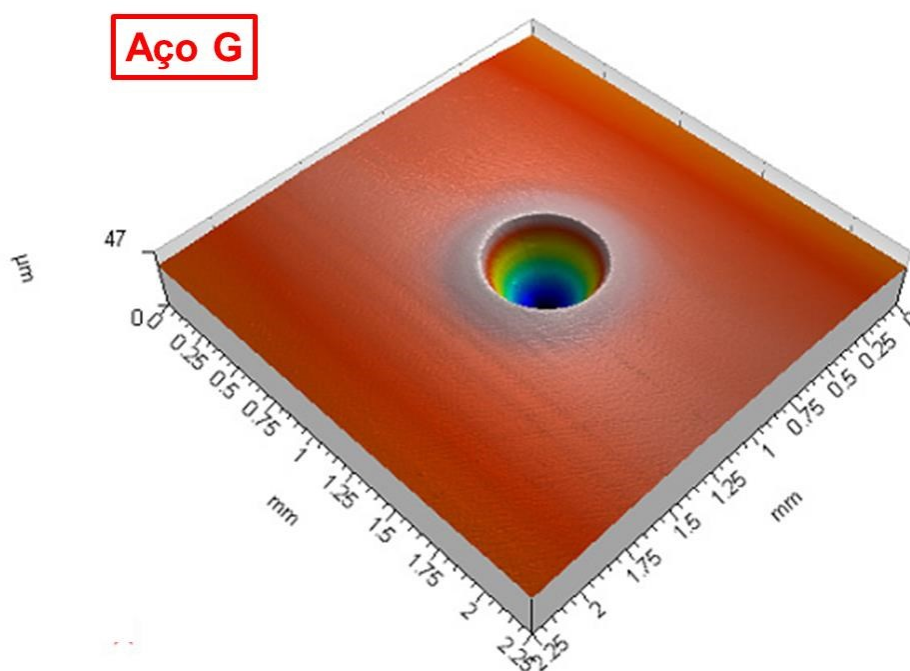


Figura 4.57 – Continuação.

Os resultados para os aços “B” à “F”, tanto para os perfis transversais como para as topografias superficiais, são intermediários aos mostrados para os aços “A” e “G” nas Figuras 4.56 e 4.57. Os resultados deixam claro que o uso de interferometria com luz branca permite medir a altura do *pile-up*.

A ocorrência de *pile-up* foi verificada em todas as indentações analisadas com a técnica de interferometria, independente do aço ou condição de ensaio, ou seja, nenhuma indentação apresentou *sink-in*. Esse resultado está de acordo com o encontrado na literatura, pois Alcalá; Barone; Anglada (2000) afirmam que o *sink-in* ocorre para $n > 0,2$, enquanto que para Xu e Rowcliffe¹³ (*apud* CIPRIANO, 2008), não há formação de *pile-up* para materiais com $n > 0,3$. Como os expoentes de encruamento para os sete aços, calculados usando o “Modelo de Haggag *et al.*”, são inferiores a 0,2, como mostrado na Fig. 4.53, já era esperada a ocorrência de *pile-up* em todas as indentações.

¹³ XU, Z. H.; ROWCLIFFE, D. **Method to Determine Plastic Properties of Bulk Materials by Nanoindentation**. *Philosophical Magazine A*, 82, p. 1893, 2002.

Nota-se uma diferença na geometria do *pile-up* das indentações nos aços “A” e “G”. No material “A”, o *pile-up* é mais distribuído, atingindo regiões mais distantes do centro da indentação, e a altura do *pile-up* corresponde a 8,3 % da profundidade de indentação. Já no material “G”, o *pile-up* apresenta-se mais concentrado em torno da indentação e sua altura corresponde a 16,1 % da profundidade de indentação. Portanto, proporcionalmente à profundidade de penetração, o *pile-up* para o aço “G” é maior que o correspondente ao aço “A”. Esse resultado também está de acordo com as informações encontradas na literatura (ALCALÁ; BARONE; ANGLADA, 2000), pois é esperado que, proporcionalmente à profundidade plástica de indentação, a altura do *pile-up* seja maior para materiais com menores expoentes de encruamento e, como mostrado na Fig. 4.53, o expoente de encruamento do aço “G” é cerca de três vezes menor que o expoente de encruamento do aço “A”. Além da altura do *pile-up*, a topografia de superfície também é dependente do expoente de encruamento (Fig. 4.58).

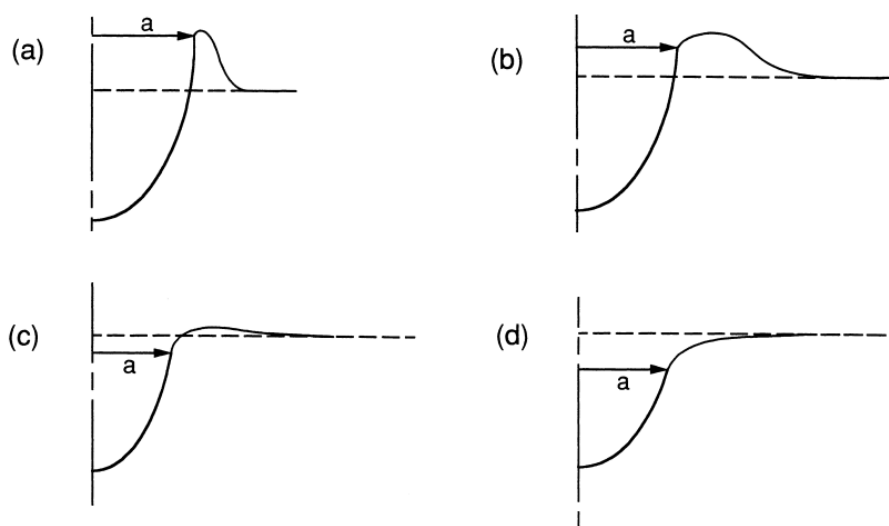


Figura 4.58 – Ilustrações esquemáticas de perfis transversais de indentações esféricas mostrando a mudança gradual da topografia de *pile-up* (a) para *sink-in* (d). O expoente de encruamento do material aumenta de (a) para (d) (ALCALÁ; BARONE; ANGLADA, 2000).

Adotando-se uma metodologia semelhante à usada por Cipriano (2008), descrita no item 3.1.3, os valores da razão s/h foram calculados a partir dos perfis de impressão das indentações analisadas através de interferometria, onde s é a altura do *pile-up* e h a profundidade de indentação. Os valores de s/h foram plotados em função do expoente de encruamento (n), este último determinado a partir dos ensaios de macroindentação,

utilizando o “Modelo de Haggag *et al.*”, com β_m (Eq. (2.12)) e α_m ajustados (Fig. 4.53). Para fins de comparação, também foram plotadas as curvas de alguns modelos encontrados na literatura que correlacionam s/h e n , detalhados na Tab. 4.11. Os resultados são mostrados na Fig. 4.59.

Tabela 4.11 – Modelos que correlacionam o perfil de impressão de indentação, utilizando a relação s/h , com o expoente de encruamento (n).

Modelo	Equação	Referência
Matthews	$\frac{s}{h} = \frac{1}{2} \left(\frac{2+n}{2} \right)^{2(1-n)/n} - 1$	Matthews (1980)
Hill <i>et al.</i>	$\frac{s}{h} = \frac{5}{2} \left(\frac{2-n}{4+n} \right) - 1$	Hill; Storakers; Zdunek (1989)
Taljat <i>et al.</i>	$\frac{s}{h} = \frac{1}{10} (13 - 8,5n^{8/10}) - 1$	Taljat; Zacharia; Kosel (1998)
Alcalá <i>et al.</i>	$\frac{s}{h} = 0,276 - 1,748n + 2,451n^2 - 1,469n^3$	Alcalá; Barone; Anglada (2000)

A Figura 4.59 mostra que para todos os sete aços a razão s/h ficou abaixo do previsto pelos modelos de Matthews, Hill *et al.*, Taljat *et al.* e Alcalá *et al.*. Como s e h foram medidos diretamente e assumindo que a metodologia proposta por Cipriano (2008) está correta, não se tem dúvidas a respeito dos valores de s/h mostrados na Fig. 4.59, o que indica, conseqüentemente, que os expoentes de encruamento calculados usando o “Modelo de Haggag *et al.*” estão subestimados, pois são inferiores aos previstos pelos modelos com base na razão s/h . Chatterjee; Panwar; Madhusoodanan (2014b) realizaram ensaios de macroindentação instrumentada em amostras da liga Zr-2,5%Nb e também relataram que os expoentes de encruamento calculados utilizando o “Modelo de Haggag *et al.*” são inferiores aos valores obtidos via ensaios de tração. Barbadikar *et al.* (2014) alegam que em ensaios de macroindentação instrumentada, devido à ausência de pontos correspondentes a pequenas deformações, próximas ao limite de escoamento (início da fase plástica), o ajuste da equação de Hollomon aos pontos “tensão *versus* deformação” é prejudicado, de forma que o expoente de encruamento calculado usando o “Modelo de Haggag *et al.*” será menor que o determinado a partir de ensaios de tração, já que nestes o ajuste à equação de Hollomon leva em consideração pontos (σ , ε) da região de deformação plástica logo após o início do escoamento, justamente onde o efeito do encruamento é mais acentuado.

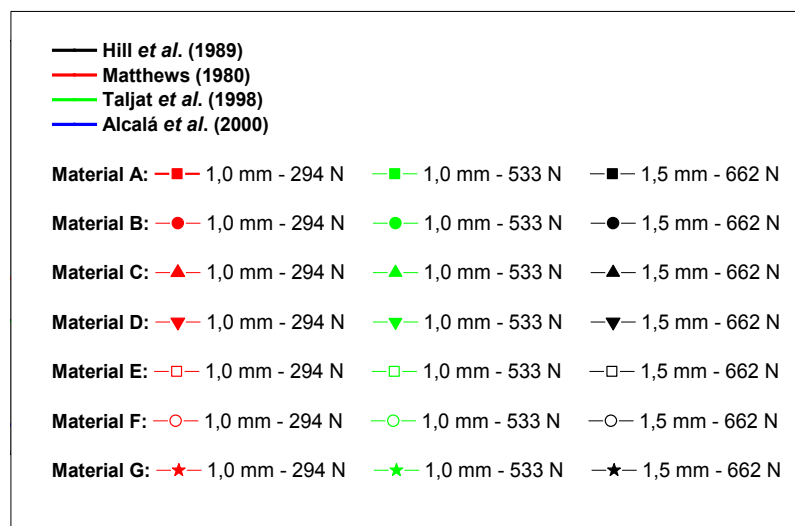
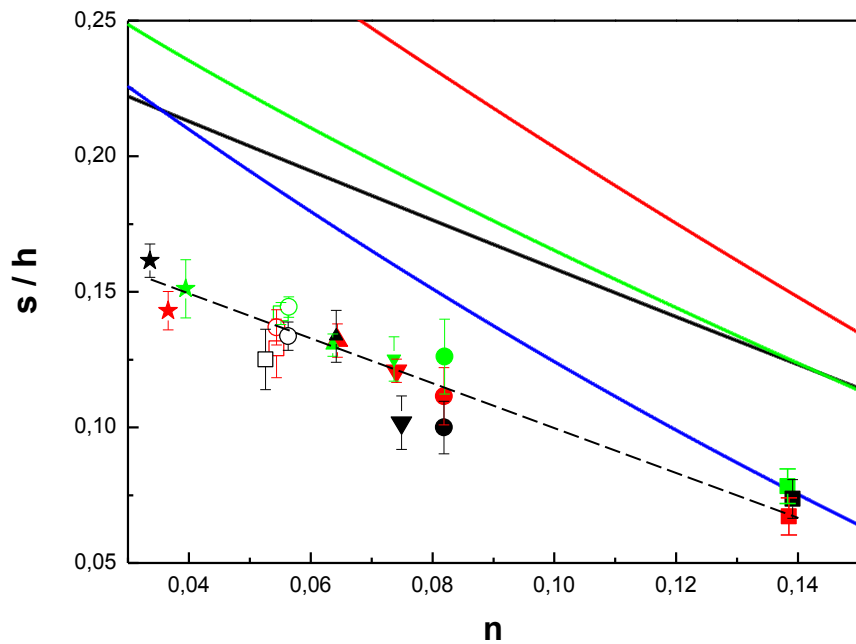


Figura 4.59 – Gráfico de “ s/h versus n ” com os resultados obtidos para os aços “A” à “G” e as curvas propostas por Matthews (1980), Hill *et al.* (1989), Taljat *et al.* (1998) e Alcalá *et al.* (2000). Os expoentes de encruamento utilizados na construção do gráfico correspondem aos mostrados na Fig. 4.53. Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados. A linha tracejada serve apenas como guia de olhos para os dados.

Deve-se destacar, porém, que alguns trabalhos mostram que o fenômeno de *pile-up* não é governado exclusivamente pelo expoente de encruamento do material, mas também pelo coeficiente de atrito entre o penetrador e a amostra e pela profundidade penetração (TALJAT; PHARR, 2004; HERNOT *et al.*, 2006; KIM *et al.*, 2006a; KARTHIK *et al.*, 2012).

Como os ensaios de macroindentação foram realizados adotando-se a força máxima como critério de parada, pois o descarregamento final tem início quando a força máxima definida para o ensaio é atingida, a profundidade de penetração não foi igual para todos os aços, o que pode provocar discrepâncias nos resultados de medição do *pile-up* e dificultar a comparação entre materiais. A influência da profundidade de penetração no *pile-up* pode ser um dos fatores responsáveis pela dependência dos parâmetros β_m , b_m , α_m , Δ_m e δ_m em relação à força máxima de ensaio, uma vez que um acréscimo nessa promove um aumento da profundidade de penetração.

Apesar do que foi exposto nos dois últimos parágrafos, fica claro, pelos valores da razão s/h medidos por interferometria e pelos modelos de Matthews, Hill *et al.*, Taljat *et al.* e Alcalá *et al.*, que o expoente de encruamento deve reduzir do aço “A” para o aço “G”, o que é evidenciado pela linha tracejada na Fig. 4.59. A utilização do “Modelo de Haggag *et al.*” com $\beta_m = 0,2285$ (Eq. 2.12) e $\alpha_m = 1,200$ não foi capaz de prever esta alteração no expoente de encruamento dos aços, como mostrado na Fig. 4.51. Contudo, com o uso de β_m e α_m ajustados foi possível detectar, mesmo que qualitativamente, a alteração no expoente de encruamento dos aços, com redução do valor de n do aço “A” para o aço “G” (Fig. 4.53).

Como já apresentado no item 2.1.1 da revisão bibliográfica, a ocorrência de *pile-up* durante o ensaio de macroindentação tem impactos na análise com base no “Modelo de Haggag *et al.*”. Mathew *et al.* (1999) destacam que o diâmetro plástico pode ser determinado a partir da profundidade plástica se o *pile-up* em torno da indentação não for pronunciado, porém os autores não especificam e nem quantificam, em termos práticos, o que isso significa. No entanto, Hamada; Haggag; Porter (2012) alegam que a utilização do diâmetro total (d_t) assegura a aplicabilidade do “Modelo de Haggag *et al.*” para o cálculo do limite de escoamento de materiais metálicos, independente da ocorrência de *pile-up* durante o processo de deformação ao longo do ensaio de macroindentação.

Inúmeros trabalhos mostram que o *pile-up* não pode ser desprezado em análises para determinação de propriedades mecânicas a partir de ensaios de macroindentação, pois a área de contato entre o penetrador e a amostra depende da quantidade de material empilhado ao redor da indentação, e várias alternativas para levar em conta o efeito do *pile-up* foram propostas (TALJAT; PHARR, 2004; DAS *et al.*, 2005; HERNOT *et al.*, 2006; KIM *et al.*, 2006a; RODRÍGUEZ; MANEIRO, 2007; LEE; KIM; LEE, 2010; KARTHIK *et al.*, 2012). Apenas para se ter uma ideia dos erros envolvidos, pode-se tomar como exemplo o trabalho de Bolshakov e Pharr (1998), os quais verificaram que se o fenômeno de *pile-up* for

negligenciado em ensaios de indentação instrumentada com penetradores cônicos, a área de contato real pode ser subestimada em até 60%, o que acaba, por exemplo, sobrestimando a dureza de indentação.

No presente trabalho, nenhuma correção direta no “Modelo de Haggag *et al.*” foi proposta visando levar em conta o efeito decorrente da presença de *pile-up*. Porém, ao se fazer a análise estatística dos resultados para os 210 ensaios realizados, os efeitos do *pile-up*, se existentes e significativos, estão empiricamente embutidos nas análises de regressão linear realizadas para se determinar os parâmetros de cálculo β_m e b_m , usados no cálculo do limite de escoamento e mostrados na Tab. 4.6, e α_m , Δ_m e δ_m , envolvidos no cálculo do limite de resistência e mostrados nas Tabelas 4.8 e 4.10.

O campo de estudos relacionado ao fenômeno de *pile-up/sink-in* e seus efeitos em ensaios de macroindentação instrumentada é amplo e, conseqüentemente, não será explorado à exaustão no presente trabalho.

4.11 Avaliação do Penetrador Esferocônico ($D = 400 \mu\text{m}$)

A partir dos resultados obtidos nos ensaios de macroindentação instrumentada realizados com os penetradores esféricos de 1,0 mm e 1,5 mm de diâmetro e, portanto, sabendo que os parâmetros de cálculo empíricos utilizados no “Modelo de Haggag *et al.*” dependem do diâmetro do penetrador e da força máxima utilizados no ensaio, foi investigada a utilização de um penetrador esferocônico de diamante com diâmetro da ponta de 400 μm . A Figura 4.60 mostra algumas imagens do penetrador e do porta-penetrador especialmente desenvolvido para este trabalho.

O objetivo desta etapa do trabalho foi definir o modelo, parâmetros de cálculo e força máxima indicados para realização e análise de ensaios de macroindentação instrumentada utilizando um penetrador de diâmetro reduzido, visando à avaliação de propriedades mecânicas de microrregiões, como a ZAC em operações de reparo por atrito.

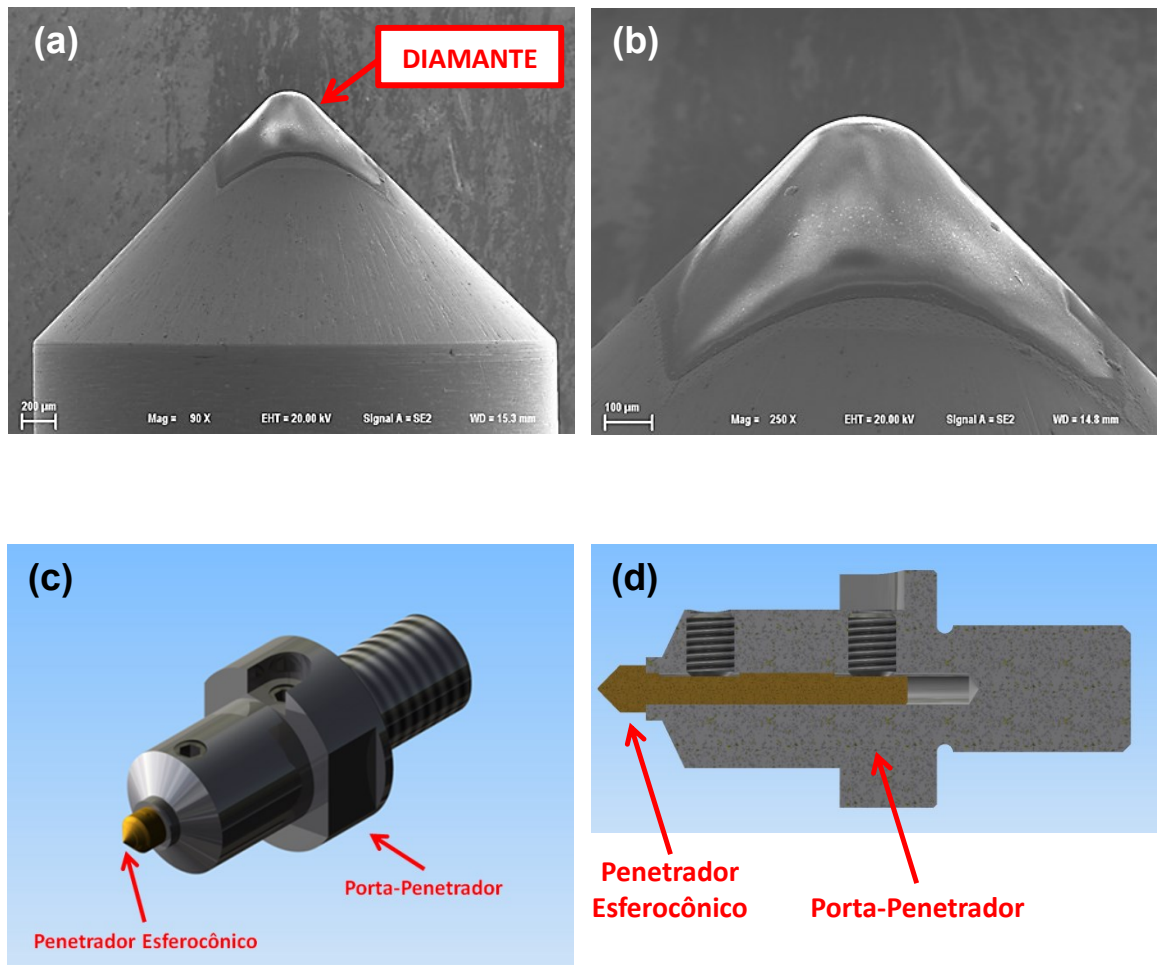


Figura 4.60 – ((a) e (b)) Imagens de MEV (elétrons secundários) do penetrador esferocônico de diamante, com diâmetro da ponta de 400 μm e ((c) e (d)) esquema do porta-penetrador desenvolvido neste trabalho.

O penetrador esferocônico possui uma transição da geometria esférica para a cônica, mostrada na Fig. 4.60b. Logo, é necessário determinar a penetração máxima para a qual a indentação ainda é considerada totalmente esférica. A Figura 4.61 ilustra a análise geométrica usada no cálculo da penetração máxima admissível.

As dimensões nominais e tolerâncias do penetrador esferocônico usado no presente trabalho estão indicadas no certificado de calibração, mostrado no Anexo I.

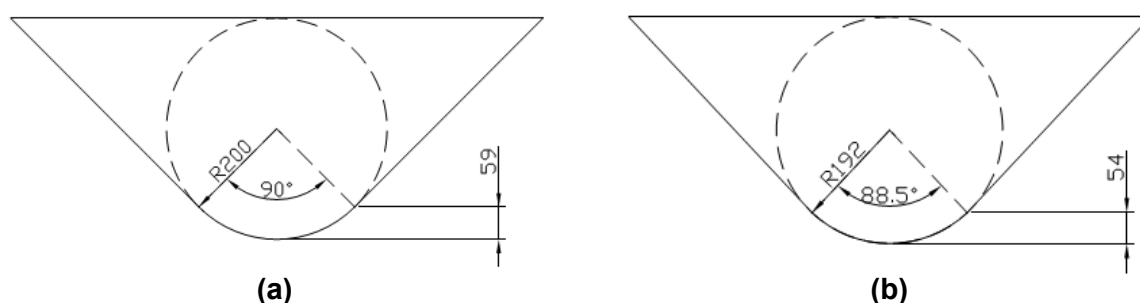


Figura 4.61 – Máxima penetração admissível para o penetrador esferocônico considerando: (a) as dimensões nominais e (b) as tolerâncias dimensionais (pior condição).

Como mostrado na Fig. 4.61a, ao se considerar as dimensões nominais do penetrador esferocônico, tem-se que a máxima penetração admissível é de 59 μm . Porém, considerando as tolerâncias dimensionais (Fig. 4.61b), a máxima penetração passa a ser de 54 μm . Portanto, assumindo a pior condição dimensional, definiu-se que a máxima penetração admissível nos ensaios é de 54 μm , garantindo-se, do ponto de vista prático e de análise dos resultados, que o penetrador e, conseqüentemente, as indentações são esféricas.

Nesse ponto, passa a ser fundamental definir qual a força máxima de ensaio que pode ser utilizada sem que a penetração máxima admissível seja ultrapassada. A priori, uma solução seria usar forças pequenas, mas isso traria o inconveniente dos sensores (célula de carga e LVDT) trabalharem muito próximos ao fundo de escala, o que poderia implicar em aumento dos erros de medição. Assim, foi investigado e determinado o valor da força máxima admissível para os ensaios de macroindentação instrumentada com o penetrador esferocônico. Na avaliação da força máxima, optou-se pelo uso do aço “A”, uma vez que, dentre todos os sete aços usados no presente trabalho, este é o que possui menor dureza e, por conseguinte, determinando-se a maior força para a qual a penetração neste material não é superior a 54 μm , garante-se que, para esta mesma força, a penetração também será inferior a 54 μm para os ensaios nos outros aços (“B” à “G”).

A superfície da amostra do aço “A” passou pelo mesmo processo de preparação adotado nos ensaios com os penetradores esféricos de 1,0 mm e 1,5 mm de diâmetro. A Tabela 4.12 mostra as condições utilizadas nos ensaios para determinação da força máxima admissível para realização de ensaios com o penetrador esferocônico.

Tabela 4.12 – Condições de ensaio utilizadas para determinação da força máxima admissível para realização de ensaios de macroindentação instrumentada usando o penetrador esferocônico com diâmetro da ponta de 400 μm .

Ensaio	Força Máxima		$F_{m\acute{a}x}/D^2$ (kgf/mm ²)
	(N)	(kgf)	
1	47	4,8	30
2	57	5,8	36
3	67	6,8	43
4	77	7,9	49
5	87	8,9	55
6	97	9,9	62

A Figura 4.62 apresenta as curvas “força *versus* deslocamento” para os seis ensaios descritos na Tab. 4.12, realizados com apenas um ciclo de carregamento e descarregamento.

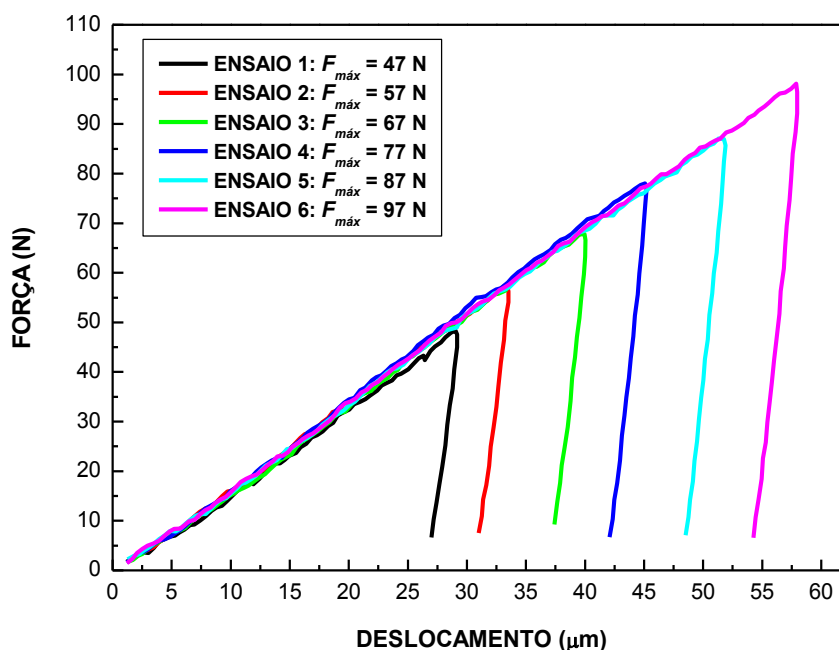


Figura 4.62 – Curvas “força *versus* deslocamento” de um ciclo de carregamento e descarregamento para os seis ensaios descritos na Tab. 4.12, realizados no aço “A”, usando o penetrador esferocônico ($D = 400 \mu\text{m}$).

A Tabela 4.13 resume os resultados dos seis ensaios realizados nas condições descritas na Tab. 4.12 e cujas curvas “força *versus* deslocamento” são mostradas na Fig. 4.62.

Tabela 4.13 – Resultados dos ensaios para as seis condições usadas para se determinar a força máxima a ser adotada nos ensaios com o penetrador esferocônico.

Ensaio	Col. 2	Col. 3	Col. 4	Col. 5
1	29	54%	138	91,8%
2	34	62%	143	92,1%
3	40	74%	143	93,1%
4	45	84%	144	93,1%
5	52	96%	141	93,8%
6	58	107%	140	94,0%

Col. 2: Profundidade máxima de penetração atingida no ensaio (μm), assumindo que esta é igual ao deslocamento máximo registrado na curva “força *versus* deslocamento”.

Col. 3: Razão entre a profundidade máxima de penetração e a profundidade máxima admissível (%).

Col. 4: Dureza de indentação (H_{ABI}) calculada com base no ensaio de indentação.

Col. 5: Razão entre a energia de deformação plástica e a energia de deformação total (E_p/E_t).

A Tabela 4.13 mostra que a profundidade máxima admissível quase foi atingida no ensaio 5, para uma força máxima de 87 N. Porém, visando obter uma relação $F_{m\acute{a}x}/D^2 \cong 54,4 \text{ kgf/mm}^2$, utilizada nos ensaios com os penetradores esféricos de 1,0 mm e 1,5 mm de diâmetro, optou-se por usar $F_{m\acute{a}x} = 85 \text{ N}$ nos ensaios com o penetrador esferocônico, permitindo, desta forma, a comparação entre os resultados obtidos com os três penetradores.

Os resultados mostrados nas colunas 4 e 5 da Tab. 4.13 estão de acordo com os obtidos nos ensaios com os penetradores de 1,0 mm e 1,5 mm de diâmetro, pois indicam um pequeno aumento da dureza e da relação E_p/E_t com o aumento da força máxima de ensaio.

Uma vez definida a força máxima de ensaio, foram realizados 10 ensaios de macroindentação instrumentada em cada uma das sete amostras correspondentes aos aços “A” à “G”. Os ensaios foram realizados conforme a matriz de indentações mostrada na

Fig. 4.63, adotando-se 10 ciclos de descarregamento e carregamento intermediários, com a porcentagem de descarregamento em cada ciclo de 40%. No total, foram realizados 70 ensaios com o penetrador esferocônico.

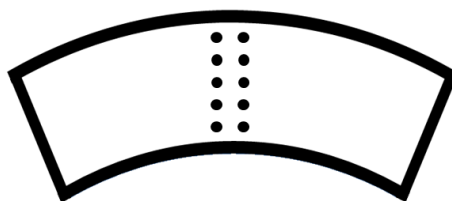


Figura 4.63 – Matriz de indentações para os 10 ensaios realizados em cada uma das amostras dos sete aços, utilizando o penetrador esferocônico de diamante ($D = 400 \mu\text{m}$).

Algumas curvas “força *versus* deslocamento” obtidas nos ensaios com o penetrador esferocônico são mostradas na Fig. 4.64. Apesar das pequenas forças e profundidades, comparadas às envolvidas nos ensaios com os penetradores esféricos de 1,0 mm e 1,5 mm, é possível diferenciar qualitativamente os sete aços, já que há diferenças significativas nas profundidades máximas atingidas. Além disso, embora existam algumas pequenas flutuações, as curvas possuem comportamento muito próximo do linear em todas as regiões. Portanto, esses resultados confirmam a viabilidade da realização de ensaios de macroindentação instrumentada com o penetrador esferocônico de diamante ($D = 400 \mu\text{m}$) utilizando o equipamento *PropInSitu 2*.

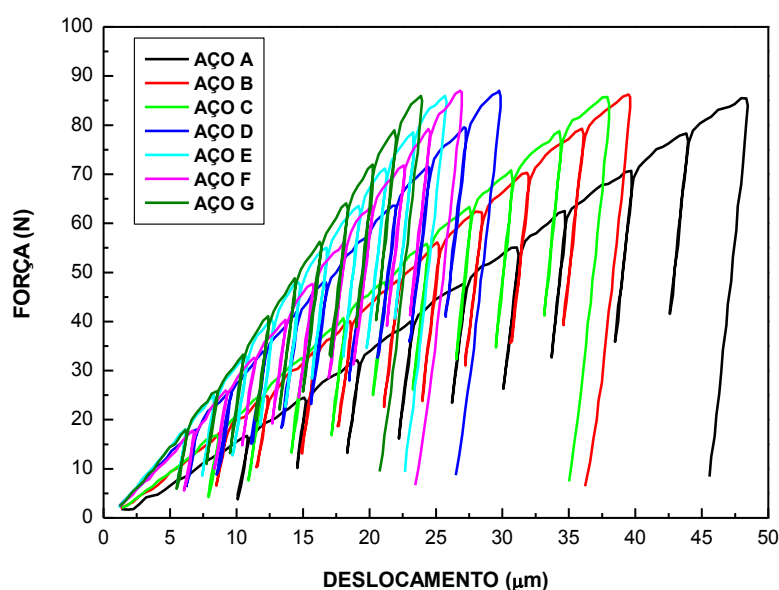


Figura 4.64 – Resultados dos ensaios de macroindentação instrumentada realizados com o penetrador esferocônico ($D = 400 \mu\text{m}$) e força máxima de 85 N.

As Figuras 4.65, 4.66 e 4.67 mostram os limites de escoamento, os limites de resistência e as durezas de indentação, respectivamente, calculados utilizando o “Modelo de Haggag *et al.*”, com $\beta_m = 0,2285$ (Eq. (2.12)) e $\alpha_m = 1,200$, para os sete aços, considerando os ensaios realizados com os três diâmetros de penetrador, mantendo-se $F_{m\acute{a}x}/D^2 = 54,4 \text{ kgf/mm}^2$. Nestas três figuras, o efeito do diâmetro do penetrador fica evidente, uma vez que maiores valores das três propriedades mecânicas são obtidos à medida que há redução do diâmetro do penetrador.

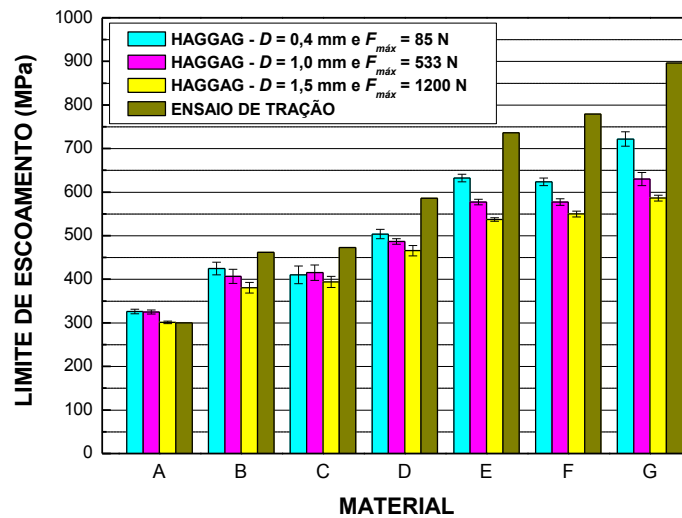


Figura 4.65 – Limites de escoamento para os aços “A” à “G”, calculados usando o “Modelo de Haggag *et al.*”, com $\beta_m = 0,2285$ (Eq. (2.12)) e $F_{m\acute{a}x}/D^2 = 54,4 \text{ kgf/mm}^2$. Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados.

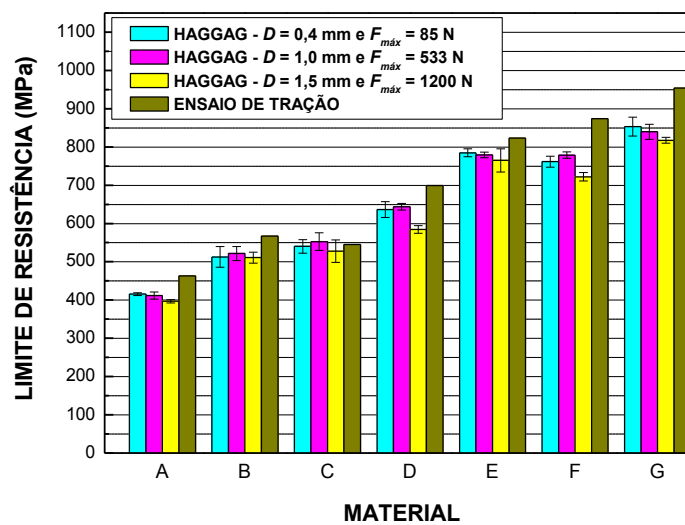


Figura 4.66 – Limites de resistência para os aços “A” à “G”, calculados usando o “Modelo de Haggag *et al.*”, com $\alpha_m = 1,200$ e $F_{m\acute{a}x}/D^2 = 54,4 \text{ kgf/mm}^2$. Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados.

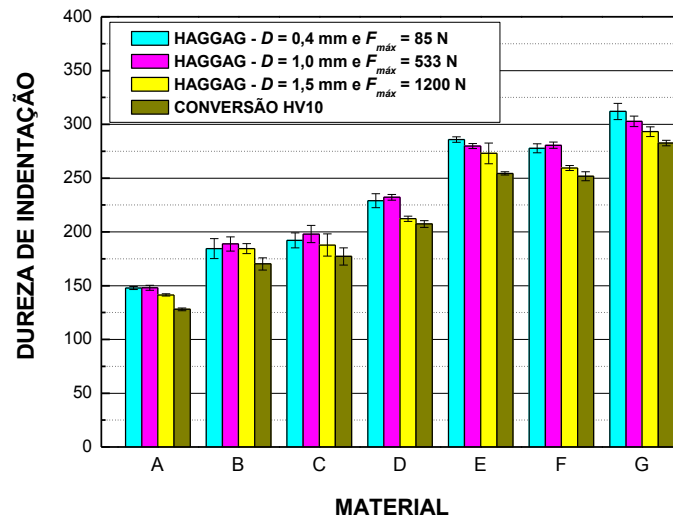


Figura 4.67 – Durezas de indentação para os aços “A” à “G” calculadas usando a Eq. (2.14), para ensaios realizados com $F_{m\acute{a}x}/D^2 = 54,4$ kgf/mm². Os valores de referência (CONVERSÃO HV10) correspondem à conversão da dureza Vickers em dureza Brinell. Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados.

De forma análoga à realizada para os ensaios com os penetradores de 1,0 mm e 1,5 mm, a partir das 70 curvas “força *versus* deslocamento”, obtidas através da realização dos ensaios de macroindentação instrumentada utilizando o penetrador esferocônico de diamante, e com o programa de análise usando o “Modelo de Haggag *et al.*”, os valores do parâmetro de cálculo β_m foram calculados de forma a se obter limites de escoamento iguais àqueles determinados via ensaios de tração, os quais foram adotados como “valores convencionais”. A determinação de β_m foi feita utilizando o valor do parâmetro de teste A de cada ensaio e a Eq. (2.12). Os valores de β_m ajustados para os 70 ensaios são mostrados no Apêndice VII.

A Fig. 4.68 mostra a comparação entre os valores de β_m para os aços “A” à “G”, calculados utilizando a Eq. (2.12), considerando os ensaios com os penetradores de 400 μ m, 1,0 mm e 1,5 mm e para forças máximas que obedecem à relação $F_{m\acute{a}x}/D^2 = 54,4$ kgf/mm². Novamente, fica evidente o efeito significativo do diâmetro do penetrador sobre os resultados, pois o valor de β_m tende a crescer com o aumento do diâmetro do penetrador.

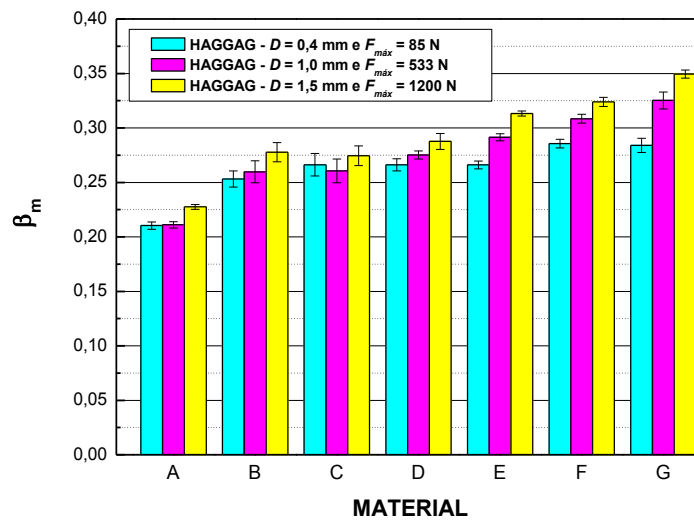


Figura 4.68 – Valores do parâmetro β_m para os aços “A” à “G”, calculados utilizando a Eq. (2.12), a partir de ensaios realizados com $F_{\max}/D^2 = 54,4$ kgf/mm². Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados.

A utilização da Eq. (2.13), com a introdução do termo b_m , também foi avaliada para o penetrador esferocônico. Foi construído um gráfico correlacionando o limite de escoamento (σ_{YS}), determinado via ensaio de tração (“valor convencional”), e o parâmetro de teste A , determinado via ensaio de macroindentação. A relação entre o limite de escoamento (variável dependente) e o parâmetro A (variável independente) foi determinada através de regressão linear. Os resultados são mostrados na Fig. 4.69.

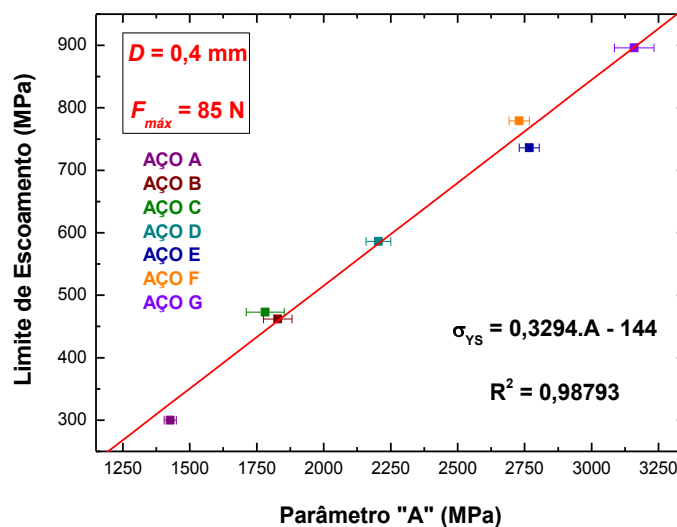


Figura 4.69 – Correlação entre o parâmetro A e o limite de escoamento (“valor convencional”). Ensaios realizados com o penetrador esferocônico. Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados.

A Tabela 4.14 apresenta os valores dos parâmetros de cálculo empíricos β_m e b_m em função do diâmetro do penetrador, para ensaios realizados com $F_{m\acute{a}x}/D^2 = 54,4 \text{ kgf/mm}^2$.

A Figura 4.70 mostra o gráfico de σ_{YS} em função do parâmetro A , considerando os parâmetros β_m e b_m da Tab. 4.14 para construção das retas. Também é mostrada a reta para $\beta_m = 0,2285$ e $b_m = 0$, que corresponde à Eq. (2.12).

Tabela 4.14 – Valores dos parâmetros β_m e b_m em função do diâmetro do penetrador, para ensaios realizados com $F_{m\acute{a}x}/D^2 = 54,4 \text{ kgf/mm}^2$.

Diâmetro do Penetrador (mm)	Força Máxima (N)	β_m	b_m (MPa)	R^2
0,4	85	0,3294	-144	0,98793
1,0	533	0,4275	-309	0,99105
1,5	1200	0,4543	-308	0,98718

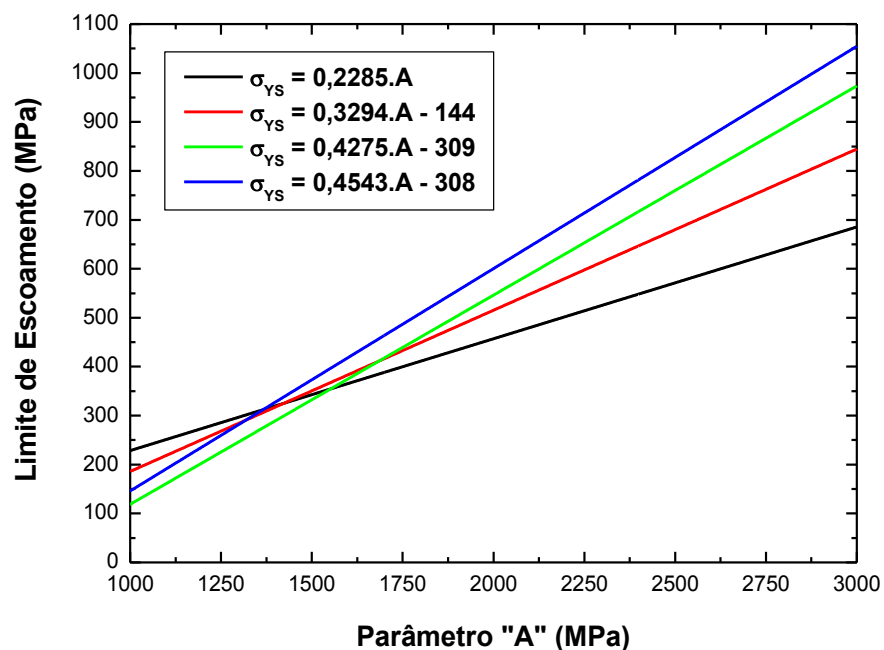


Figura 4.70 – Limite de escoamento em função do parâmetro de teste A , considerando os valores dos parâmetros de cálculo β_m e b_m mostrados na Tab. 4.14 para traçar as retas.

A Figura 4.71 mostra a comparação entre a expressão determinada no presente trabalho e a proposta por Haggag (1999) para o cálculo do limite de escoamento em função do parâmetro A , a partir de ensaios de macroindentação instrumentada utilizando penetradores de pequeno diâmetro. A Tabela 4.15 apresenta as diferenças entre as duas expressões.

Tabela 4.15 – Informações sobre as expressões propostas neste trabalho e por Haggag (1999) para o cálculo do limite de escoamento usando o parâmetro de teste A , determinado a partir de ensaios de macroindentação instrumentada realizados com penetradores de pequeno diâmetro.

	Expressão Determinada no Presente Trabalho	Expressão Proposta por Haggag (1999)
Diâmetro do Penetrador	400 μm	508 μm
Força Máxima	85 N	Não Informada
β_m	0,3294	0,3585
b_m	-144 MPa	-239 MPa
Materiais Usados para Determinar a Expressão	Aços com σ_{YS} entre 300 MPa e 900 MPa	Aços com σ_{YS} entre 275 MPa e 620 MPa

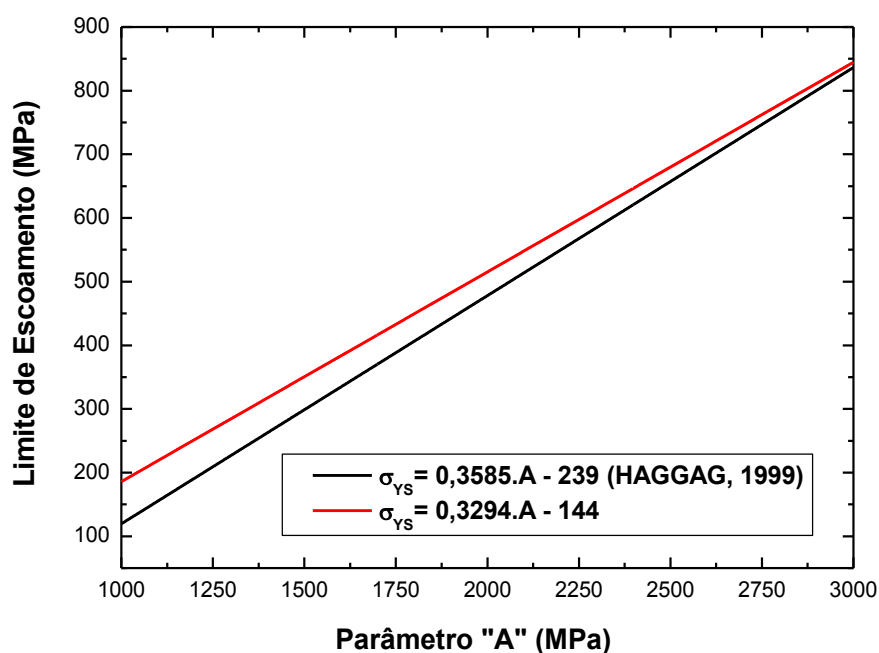


Figura 4.71 – Limite de escoamento em função do parâmetro de teste A , segundo as expressões descritas na Tab. 4.15.

Observa-se na Fig. 4.71 que a expressão determinada no presente trabalho aproxima-se da proposta por Haggag (1999), apesar da diferença nos diâmetros dos penetradores utilizados. Esta é mais uma indicação que confirma a necessidade de introdução do parâmetro de cálculo empírico b_m na expressão para calcular o limite de escoamento utilizando o “Modelo de Haggag *et al.*”.

Os valores do parâmetro de cálculo α_m também foram calculados de forma a se obter limites de resistência à tração, calculados a partir de ensaios de macroindentação instrumentada com o penetrador esferocônico, iguais àqueles determinados via ensaios de tração (“valores convencionais”). Os valores de α_m ajustados para os 70 ensaios realizados com o penetrador esferocônico são mostrados no Apêndice VIII.

A Figura 4.72 mostra a comparação entre os valores de α_m para os aços “A” à “G”, calculados a partir dos ensaios com os penetradores de 400 μm , 1,0 mm e 1,5 mm e para forças máximas que obedecem à relação $F_{m\acute{a}x}/D^2 = 54,4 \text{ kgf/mm}^2$. A Tabela 4.16 apresenta os valores médios de α_m para os três penetradores.

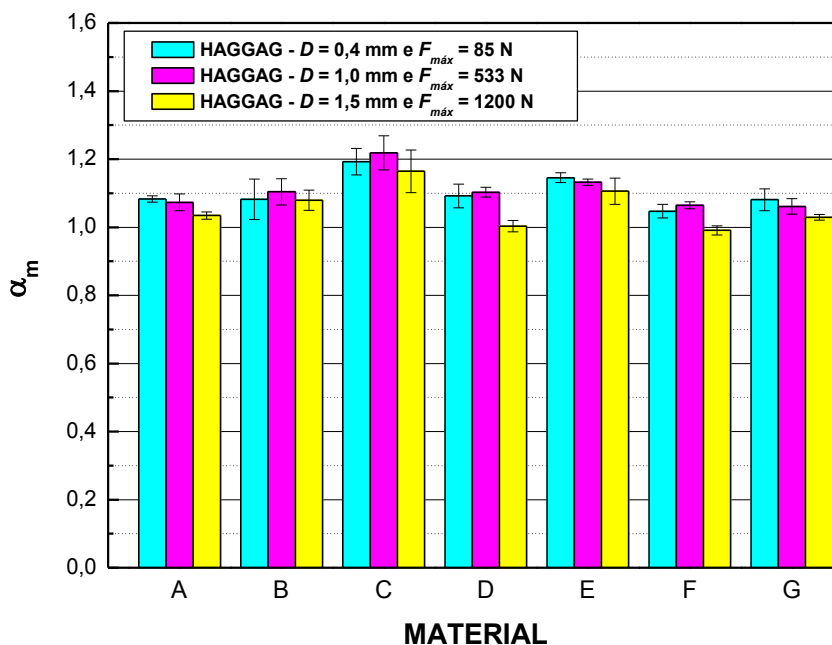


Figura 4.72 – Valores do parâmetro α_m para os aços “A” à “G”, calculados a partir de ensaios realizados com $F_{m\acute{a}x}/D^2 = 54,4 \text{ kgf/mm}^2$. Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados.

Tabela 4.16 – Valores médios do parâmetro α_m em função do diâmetro do penetrador, para ensaios realizados com $F_{m\acute{a}x}/D^2 = 54,4 \text{ kgf/mm}^2$.

Diâmetro do Penetrador (mm)	Força Máxima (N)	α_m Mínimo	α_m Máximo	α_m Média*	IC** (95%)
0,4	85	0,963	1,300	1,103	± 0,015
1,0	533	1,037	1,267	1,108	± 0,019
1,5	1200	0,972	1,244	1,058	± 0,021

* Média dos valores de α_m determinados a partir dos 70 ensaios realizados com $D = 400 \text{ }\mu\text{m}$ e $F_{m\acute{a}x} = 85 \text{ N}$; dos 35 ensaios realizados com $D = 1,0 \text{ mm}$ e $F_{m\acute{a}x} = 533 \text{ N}$; e dos 35 ensaios realizados com $D = 1,5 \text{ mm}$ e $F_{m\acute{a}x} = 1200 \text{ N}$.

** Intervalo de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média.

O uso da Eq. (4.3) também foi avaliado para o penetrador esferocônico. Um gráfico correlacionando o limite de resistência, determinado via ensaio de tração (“valor convencional”), e o parâmetro de teste A , determinado via ensaio de macroindentação instrumentada, foi construído de forma semelhante ao procedimento adotado para os penetradores esféricos de 1,0 mm e 1,5 mm. A relação entre o limite de resistência (variável dependente) e o parâmetro A (variável independente) foi determinada através de regressão linear. Os resultados são mostrados na Fig. 4.73.

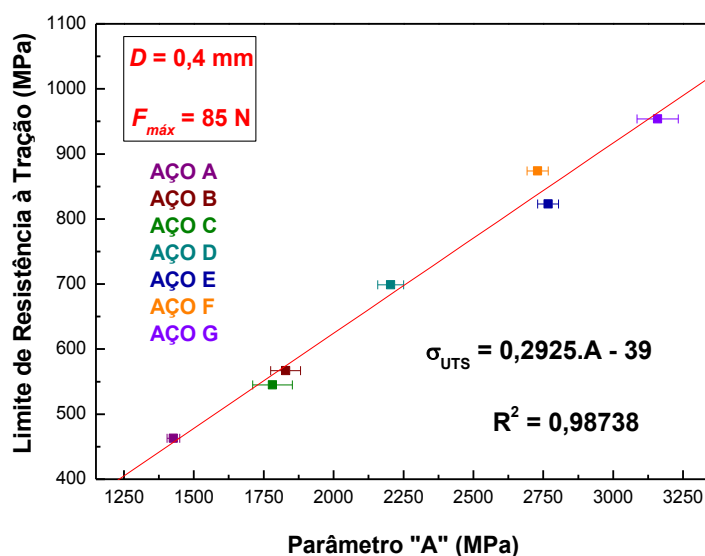


Figura 4.73 – Correlação entre o parâmetro A e o limite de resistência (“valor convencional”). Ensaios realizados com o penetrador esferocônico. Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados.

A Tabela 4.17 apresenta os valores dos parâmetros Δ_m e δ_m em função do diâmetro do penetrador, para os ensaios realizados com $F_{m\acute{a}x}/D^2 = 54,4 \text{ kgf/mm}^2$.

A Figura 4.74 mostra o gráfico do limite de resistência à tração em função do parâmetro de teste A , considerando os parâmetros de cálculo Δ_m e δ_m da Tab. 4.17 para construção das retas.

Tabela 4.17 – Valores dos parâmetros Δ_m e δ_m em função do diâmetro do penetrador, para ensaios realizados com $F_{m\acute{a}x}/D^2 = 54,4 \text{ kgf/mm}^2$.

Diâmetro do Penetrador (mm)	Força Máxima (N)	Δ_m	δ_m (MPa)	R^2
0,4	85	0,2925	-39	0,98738
1,0	533	0,3778	-104	0,98142
1,5	1200	0,4014	-103	0,97731

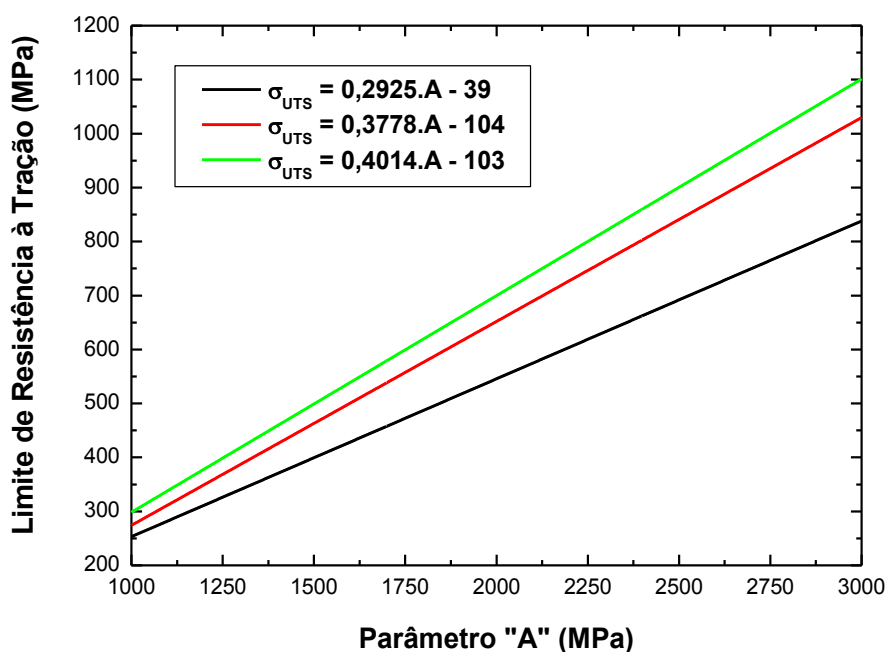


Figura 4.74 – Limite de resistência à tração em função do parâmetro de teste A , considerando os valores dos parâmetros de cálculo Δ_m e δ_m mostrados na Tab. 4.17 para traçar as retas.

As curvas “força *versus* deslocamento” oriundas dos ensaios de macroindentação instrumentada realizados com o penetrador esferocônico também foram analisadas utilizando o “Modelo de Ahn e Kwon”. As Figuras 4.75 e 4.76 apresentam os valores dos limites de escoamento e de seus erros relativos, respectivamente. O limite de escoamento foi calculado assumindo a deformação no escoamento igual a 0,01. Já as Figuras 4.77 e 4.78 apresentam os valores dos limites de resistência à tração e de seus erros relativos, respectivamente. As análises foram realizadas utilizando $\alpha = 0,14$ e $\psi = 3,0$. Os resultados obtidos para os ensaios com os penetradores de 1,0 mm e 1,5 mm e forças máximas que obedecem à relação $F_{m\acute{a}x}/D^2 = 54,4 \text{ kgf/mm}^2$ são mostrados para comparação.

Para os ensaios com o penetrador esferocônico, o uso do “Modelo de Ahn e Kwon” gerou erros de até 18% para o limite de escoamento e, apesar dos erros inferiores a 10%, forneceu valores superestimados para o limite de resistência.

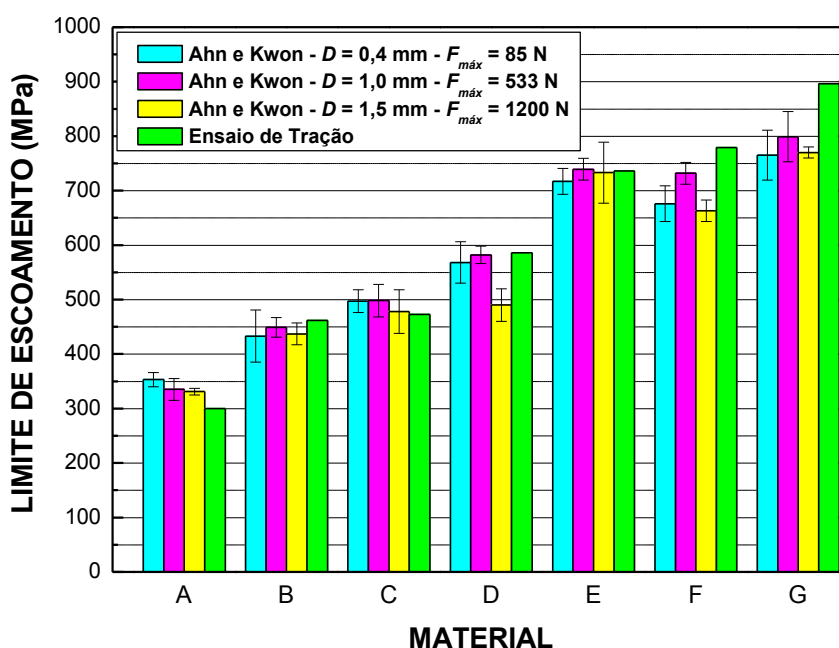


Figura 4.75 – Limites de escoamento para os aços “A” à “G” calculados usando o “Modelo de Ahn e Kwon” ($\alpha = 0,14$, $\psi = 3,0$ e assumindo a deformação no escoamento igual a 0,01). Ensaios realizados obedecendo à relação $F_{m\acute{a}x}/D^2 = 54,4 \text{ kgf/mm}^2$. Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados.

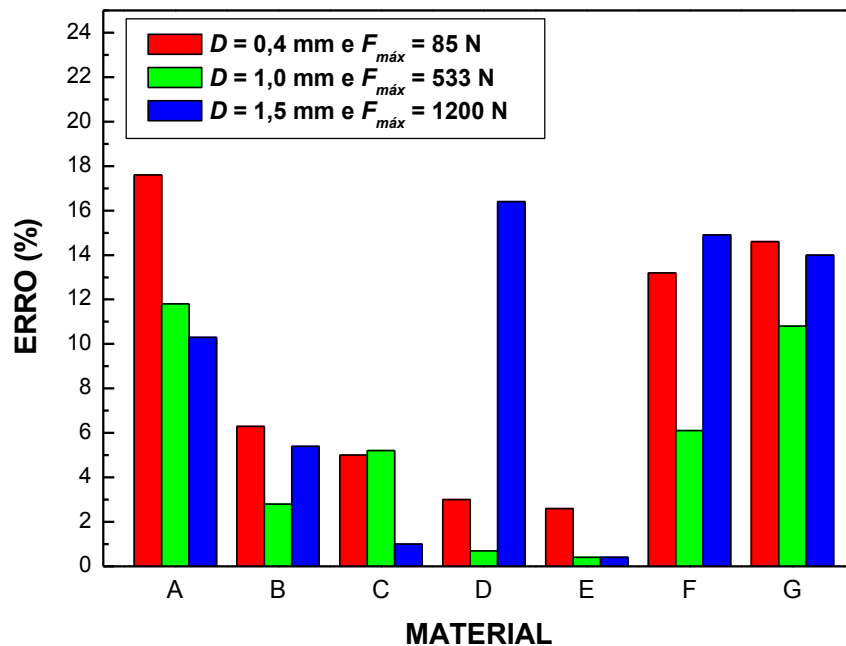


Figura 4.76 – Erros percentuais (em módulo) para os limites de escoamento calculados usando o “Modelo de Ahn e Kwon” ($\alpha = 0,14$, $\psi = 3,0$ e assumindo a deformação no escoamento igual a 0,01) em relação aos valores determinados via ensaios de tração. Ensaios de macroindentação realizados obedecendo à relação $F_{\text{máx}}/D^2 = 54,4 \text{ kgf/mm}^2$.

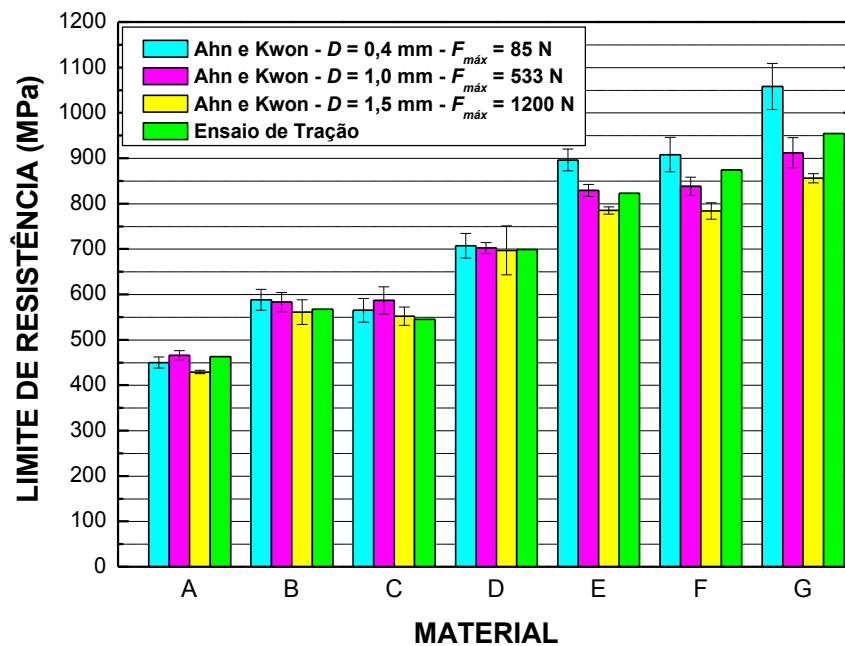


Figura 4.77 – Limites de resistência para os aços “A” à “G” calculados usando o “Modelo de Ahn e Kwon”. Ensaios realizados obedecendo à relação $F_{\text{máx}}/D^2 = 54,4 \text{ kgf/mm}^2$. Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados.

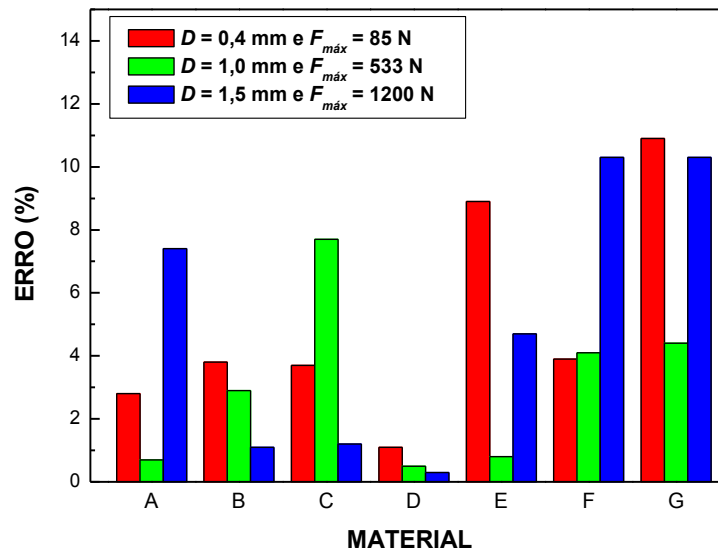
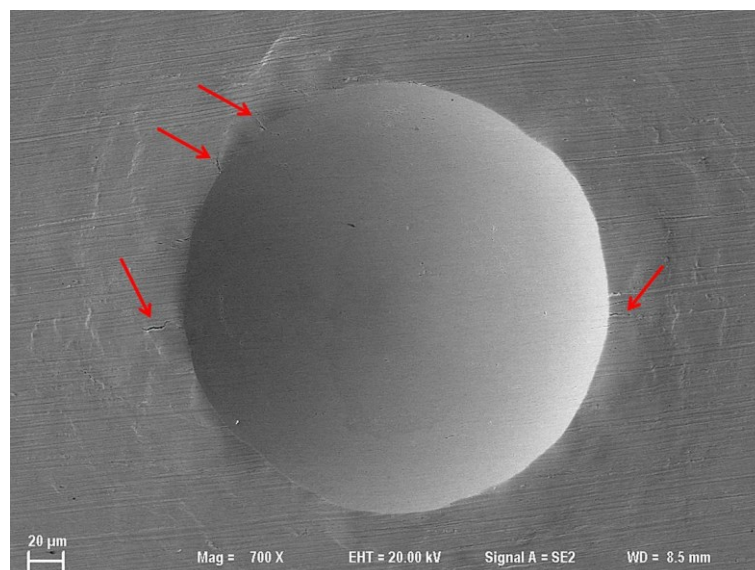


Figura 4.78 – Erros percentuais (em m3dulo) para os limites de resist3ncia 3 tra33o calculados usando o “Modelo de Ahn Kwon” ($\alpha = 0,14$, $\psi = 3,0$) em rela33o aos valores determinados via ensaios de tra33o. Ensaios de macroindenta33o realizados obedecendo 3 rela33o $F_{m\acute{a}x}/D^2 = 54,4 \text{ kgf/mm}^2$.

As indenta33es resultantes dos ensaios de macroindenta33o instrumentada realizados com o penetrador esferoc3nico ($D = 400 \text{ }\mu\text{m}$) e for3a m3xima de 85 N foram analisadas usando o MEV. Exclusivamente para os a3os “A” e “B” (principalmente neste 3ltimo), foi identificada a presen3a de algumas microtrincas localizadas em torno das indenta33es, pr3ximo 3 regi3o de *pile-up*, como mostrados na Fig. 4.79, para o a3o “B”. Para compara33o, a Fig. 4.80 apresenta uma indenta33o no a3o “G”, na qual n3o h3 microtrincas.

(a)



(b)



(c)

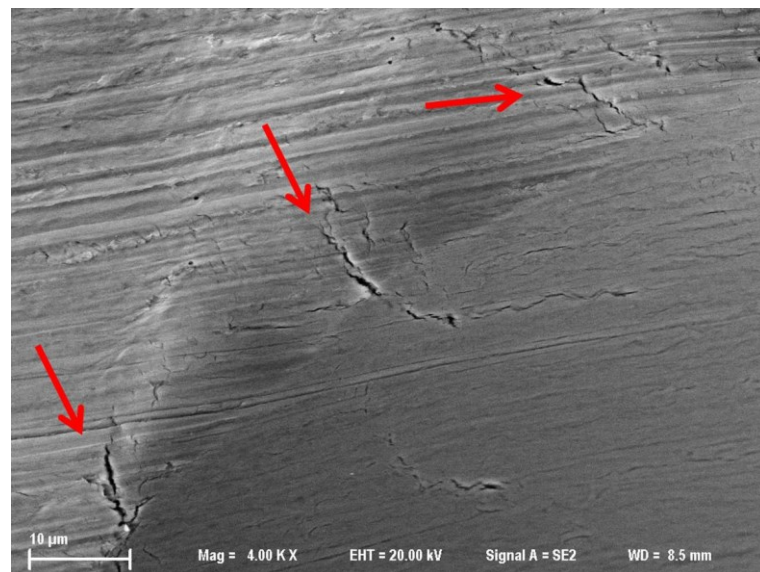


Figura 4.79 – Imagens de MEV (elétrons secundários) de uma das indentações oriundas dos ensaios de macroindentação instrumentada realizados na amostra do aço “B”, utilizando o penetrador esferocônico ($D = 400\ \mu\text{m}$) e força máxima de 85 N: (a) visão geral da indentação; (b) e (c) detalhes das regiões próximas à borda da indentação. As setas vermelhas indicam as posições das maiores microtrincas identificadas.

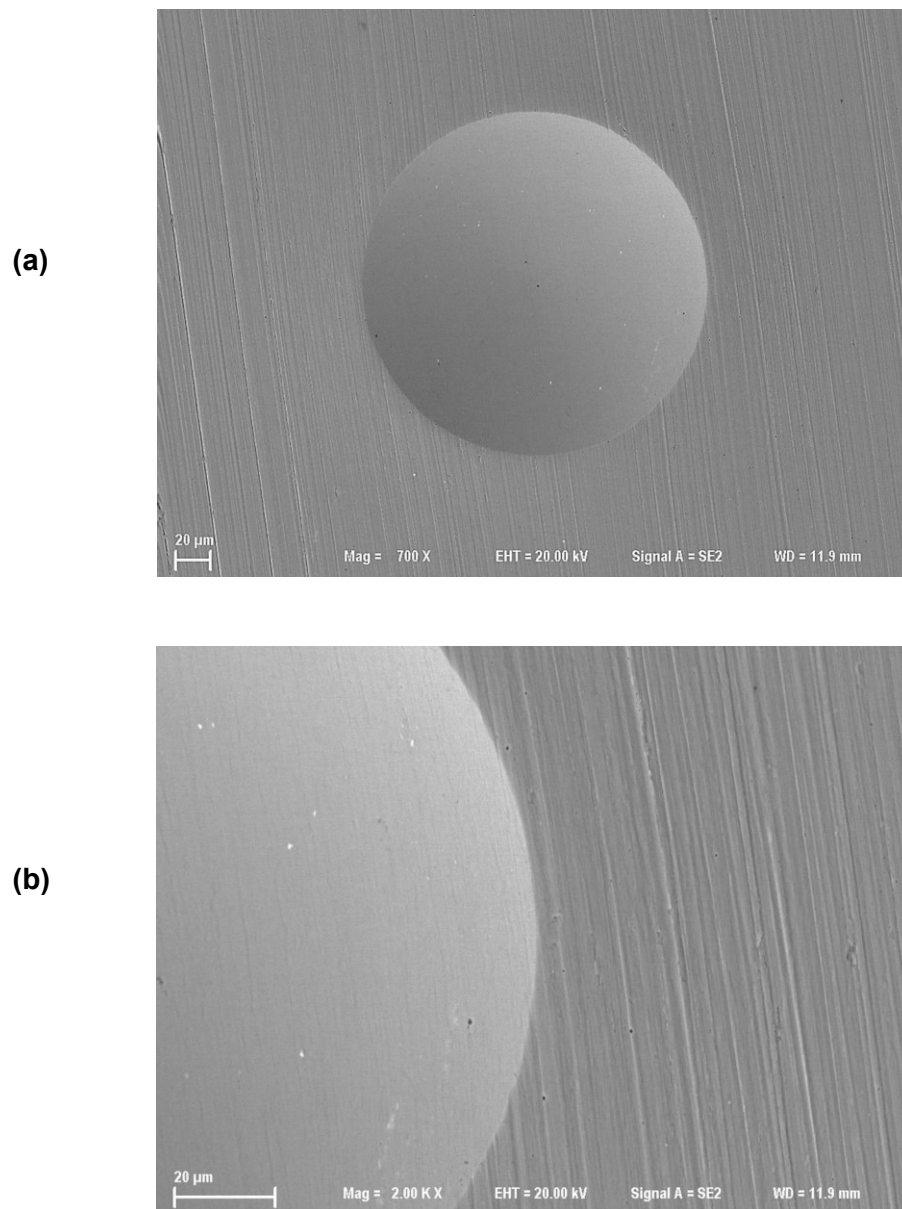


Figura 4.80 – Imagens de MEV (elétrons secundários) de uma das indentações oriundas dos ensaios de macroindentação instrumentada realizados na amostra do aço “G”, utilizando o penetrador esferocônico ($D = 400\ \mu\text{m}$) e força máxima de 85 N: (a) visão geral da indentação; (b) detalhe da região próxima à borda da indentação.

O mecanismo responsável pelo aparecimento destas microtrincas e a motivação para elas terem aparecido somente em indentações nas amostras dos aços “A” e “B” devem ser investigados em futuros trabalhos. Uma *possível* explicação para o fato é a presença de inclusões de sulfeto de manganês (MnS) nestes dois aços, como mostrado no Apêndice III.

4.12 Utilização de Correlações para Determinação de Propriedades Mecânicas de Tração a partir da Dureza

Neste item foi avaliado o uso das equações apresentadas no item 2.2, as quais correlacionam a dureza com as propriedades mecânicas de tração do material, especialmente os limites de escoamento e de resistência à tração.

Mantendo-se a premissa de realização dos ensaios *in situ*, as análises consideraram o uso da dureza de indentação, assumindo que esta é aproximadamente igual à dureza Brinell. Assim, a ideia é utilizar o ensaio de macroindentação instrumentada, realizado em campo com o equipamento portátil *PropInSitu 2*, para estimar a dureza Brinell do aço e, a partir disso, calcular os limites de escoamento e de resistência usando correlações com a dureza.

Algumas correlações analisadas no presente trabalho, como as propostas por Tabor (1951) e Cahoon (1972), para o cálculo do limite de resistência (Eq. (2.24) e Eq. (2.26), e por Cahoon; Broughton; Kutzak (1971), para o cálculo do limite de escoamento (Eq. (2.27), dependem do conhecimento prévio, além da dureza do material, também do expoente de encruamento. Para estas equações será considerada a utilização dos expoentes de encruamento calculados usando o “Modelo de Haggag *et al.*”, mostrados na Fig. 4.53.

Para o uso de outras correlações (CALLISTER, 2000; PAVLINA; TYNE, 2000; HASHEMI, 2011; ISO 18265, 2013) é necessário apenas o conhecimento da dureza do material, dispensando o uso do “Modelo de Haggag *et al.*” para estimar o expoente de encruamento. As correlações propostas por Hashemi (2011) não foram utilizadas nas análises dos aços “A” à “G”, pois as Equações (2.30) e (2.31) são válidas somente para o aço API 5L X65.

Os resultados das durezas de indentação e do expoente de encruamento oriundos dos ensaios de macroindentação instrumentada realizados com o penetrador de 1,5 mm e força máxima de 662 N foram escolhidos como dados de entrada para avaliar as correlações com a dureza, pois esta condição de ensaio gerou os menores erros no cálculo da dureza, conforme mostrado na Fig. 4.12. A Tabela 4.18 apresenta os valores da dureza Brinell (considerando-a igual à dureza de indentação) e do expoente de encruamento, para os aços “A” à “G”, determinados a partir dos ensaios de macroindentação instrumentada e utilizados na estimativa das propriedades mecânicas de tração a partir de correlações com a dureza.’

A Tabela 4.18 também mostra os valores de dureza Vickers (HV10) obtidos a partir de conversão, usando a norma ISO 18265 (2013), das durezas Brinell determinadas nos ensaios de macroindentação instrumentada. Apesar de a própria norma indicar que a conversão de durezas deve ser usada com cautela, esta conversão faz-se necessária devido ao fato de algumas correlações utilizarem a dureza Vickers (HV10) para estimar as propriedades mecânicas de tração. Esta conversão não deve implicar em grandes erros nos resultados, pois alguns trabalhos, como por exemplo, o de Pavlina e Tyne (2008), utilizaram a conversão de durezas Rockwell B ou Rockwell C para HV10 no levantamento das informações sobre os materiais usados para correlacionar as propriedades mecânicas com a dureza Vickers (HV10).

Tabela 4.18 – Valores médios de dureza e de expoente de encruamento utilizados na determinação das propriedades mecânicas de tração usando correlações com a dureza.

Aço	Dureza Brinell Média (HBW)	Dureza Vickers Média (HV10)*	Expoente de Encruamento**
A	134	141	0,139
B	179	188	0,082
C	184	194	0,064
D	206	217	0,075
E	268	282	0,053
F	252	265	0,056
G	276	290	0,034

* Dureza Vickers (HV10) calculada a partir de conversão da dureza Brinell usando a norma ISO 18265 (2013).

** Valores mostrados na Fig. 4.53.

As Tabelas 4.19 e 4.20 apresentam os valores dos limites de escoamento e de resistência, respectivamente, para os aços “A” à “G”, calculados a partir de correlações com a dureza, utilizando os dados da Tab. 4.18. Também são mostrados os erros percentuais em relação aos “valores convencionais”, determinados via ensaios de tração e mostrados na Tab. 3.1.

Tabela 4.19 – Estimativas dos limites de escoamento (σ_{YS}) dos aços “A” à “G” calculadas a partir de correlações com a dureza, utilizando os valores médios de dureza e de expoente de encruamento mostrados na Tab. 4.18.

Aço	Correlação			
	Cahoon <i>et al.</i> (1971) – Eq. (2.27)		Pavlina e Tyne (2008) – Eq. (2.28)	
	σ_{YS} (MPa)	Erro (%)	σ_{YS} (MPa)	Erro (%)
A	335	11,7	315	5,0
B	509	10,2	450	-2,6
C	547	15,6	467	-1,3
D	597	1,9	533	-9,0
E	817	11,0	720	-2,2
F	761	-2,3	671	-13,9
G	877	-2,1	743	-17,1

Tabela 4.20 – Estimativas dos limites de resistência (σ_{UTS}) dos aços “A” à “G” calculadas a partir de correlações com a dureza, utilizando os valores médios de dureza e de expoente de encruamento mostrados na Tab. 4.18.

Aço	Correlação					
	Tabor (1951) Eq. (2.24)		Cahoon (1972) Eq. (2.26)		Pavlina e Tyne (2008) Eq. (2.29)	
	σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)	σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)	σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)
A	453	-2,2	448	-3,2	427	-7,8
B	589	3,9	587	3,5	602	6,2
C	608	11,6	607	11,4	625	14,7
D	679	-2,9	678	-3,0	710	1,6
E	886	7,7	885	7,5	953	15,8
F	832	-4,8	831	-4,9	890	1,8
G	922	-3,4	921	-3,5	983	3,0

Tabela 4.20 – Continuação.

Aço	Correlação			
	Callister (2000) – Eq. (2.32)		ISO 18265 (2013)	
	σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)	σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)
A	462	-0,2%	453	-2,2%
B	618	9,0%	604	6,5%
C	635	16,5%	621	13,9%
D	711	1,7%	696	-0,4%
E	925	12,4%	906	10,1%
F	869	-0,6%	850	-2,7%
G	952	-0,2%	930	-2,5%

As Figuras 4.81 e 4.82 mostram as comparações entre os valores dos limites de escoamento e de resistência, respectivamente, calculados através de correlações com a dureza e aqueles obtidos via ensaios de tração. Não são mostrados os intervalos de confiança, uma vez que os valores médios de dureza e de expoente de encruamento foram utilizados no cálculo dos limites de escoamento e de resistência.

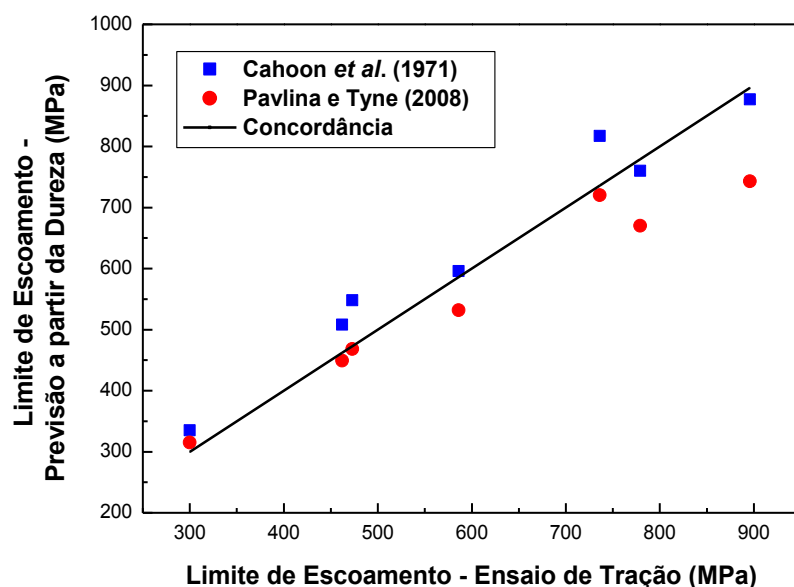


Figura 4.81 – Comparação entre os limites de escoamento estimados a partir de correlações com a dureza e os valores determinados via de ensaios de tração (“valores convencionais”).

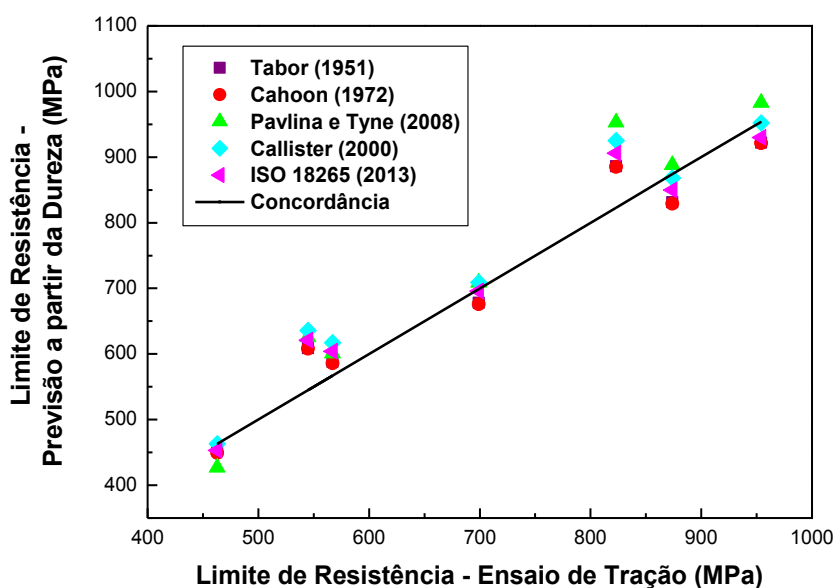


Figura 4.82 – Comparação entre os limites de resistência estimados a partir de correlações com a dureza e os valores determinados via de ensaios de tração (“valores convencionais”).

A partir da Tab. 4.19, verifica-se que o maior erro gerado pelo uso da correlação proposta por Cahoon *et al.* (1971) foi de 15,6% (aço “C”), enquanto que para a correlação proposta por Pavlina e Tyne (2008), o maior erro (em módulo) foi de 17,1% (aço “G”). Além disso, a correlação de Cahoon *et al.* (1971) mostrou-se mais adequada para estimar o limite de escoamento de aços com elevado limite de escoamento (aços “F” e “G”), enquanto os erros (em módulo) para a correlação de Pavlina e Tyne (2008) foram inferiores para os aços com limites de escoamento menores.

As estimativas para o limite de resistência à tração, apresentadas na Tab. 4.20, mostram que todas as correlações fornecem boas estimativas para esta propriedade mecânica, uma vez que na maior parte dos casos os erros foram inferiores a 10%.

É importante destacar que além dos erros intrínsecos associados ao uso das correlações, os resultados mostrados nas Tabelas 4.19 e 4.20 também contemplam os erros associados à medição da dureza Brinell e do expoente de encruamento a partir dos ensaios de macroindentação instrumentada e, portanto, eles não são suficientes para aprovar ou descartar a utilização de tais correlações.

Apesar de em alguns casos os erros (em módulo) atingirem o patamar de 17% (semelhante ao patamar para os erros obtidos a partir do uso do “Modelo de Ahn e Kwon”), os resultados indicam que a utilização das correlações propostas por Cahoon *et al.*

(Eq. (2.27) e Pavlina e Tyne (Eq. (2.28), para o cálculo do limite de escoamento, e por Tabor (Eq. 2.24), Pavlina e Tyne (Eq. (2.29), Callister (Eq. (2.32)) e ISO 18265¹⁴, para o cálculo do limite de resistência, são úteis para estimar as propriedades mecânicas de aços. As equações correspondentes a estas correlações podem ser introduzidas no programa de análise do equipamento *PropInSitu 2*, juntamente com o “Modelo de Haggag *et al.*” e o “Modelo de Ahn e Kwon”, provendo estimativas independentes para as propriedades mecânicas. Através da comparação entre os resultados fornecidos pelos diferentes “modelos”, será possível identificar, por exemplo, possíveis problemas com as escolhas dos parâmetros de cálculo empíricos utilizados no “Modelo de Haggag *et al.*”.

De forma semelhante ao que foi proposto por Hamada; Haggag; Porter (2012), que sugeriram uma correlação entre o limite de resistência e a dureza de indentação, expressa pela Eq. (2.36), no presente trabalho também foi investigada a existência de correlações entre os limites de escoamento (σ_{YS}) e de resistência (σ_{UTS}) e a dureza de indentação (H_{ABI}). Porém, aqui se propõe a utilização de relações lineares, expressas pelas Equações (4.5) e (4.6).

$$\sigma_{YS} = A_1 \cdot H_{ABI} + A_2 \quad (4.5)$$

$$\sigma_{UTS} = B_1 \cdot H_{ABI} + B_2 \quad (4.6)$$

Onde: A_1 , A_2 , B_1 e B_2 são parâmetros de cálculos determinados empiricamente.

Como no item 4.3 foram apresentadas evidências indicando que os fatores “diâmetro do penetrador” e “força máxima” influenciam de forma significativa os valores da dureza de indentação, sugere-se que os parâmetros A_1 , A_2 , B_1 e B_2 também dependam da condição do ensaio de macroindentação instrumentada. A Tabela 4.21 apresenta os valores destes parâmetros para as condições de ensaio analisadas no presente trabalho. Como exemplo, a Fig. 4.83 mostra os gráficos de σ_{YS} e σ_{UTS} em função de H_{ABI} para a condição de ensaio com $D = 1,5$ mm e $F_{m\acute{a}x} = 662$ N.

¹⁴ No caso da norma ISO 18265, não há indicação de uma expressão para o cálculo do limite de resistência a partir da dureza, mas de uma tabela de conversão.

Tabela 4.21 – Valores dos parâmetros A_1 , A_2 , B_1 e B_2 em função do diâmetro do penetrador e da força máxima utilizados no ensaio de macroindentação instrumentada.

Diâmetro do Penetrador (mm)	Força Máxima (N)	A_1	A_2 (MPa)	R^2
0,4	85	3,410	-189	0,98440
1,0	294	3,817	-255	0,98727
	533	3,623	-240	0,98678
	800	3,516	-217	0,98883
1,5	662	3,885	-227	0,96250
	1200	3,755	-227	0,97787
	1800	3,815	-235	0,98674

Diâmetro do Penetrador (mm)	Força Máxima (N)	B_1	B_2 (MPa)	R^2
0,4	85	3,018	0	0,97797
1,0	294	3,367	-54	0,97375
	533	3,198	-42	0,97536
	800	3,108	-22	0,98002
1,5	662	3,410	-27	0,94033
	1200	3,300	-27	0,95784
	1800	3,361	-36	0,97113

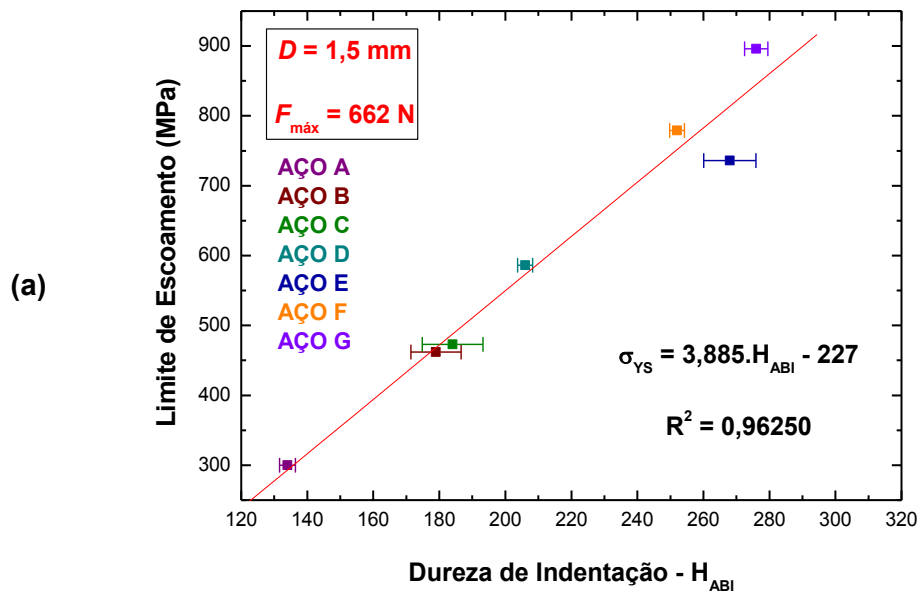


Figura 4.83 – Correlações entre as propriedades mecânicas de tração (“valores convencionais”) e a dureza de indentação (H_{ABI}): (a) limite de escoamento (σ_{YS}) e (b) limite de resistência (σ_{UTS}). Ensaio de macroindentação instrumentada realizados com $D = 1,5$ mm e $F_{máx} = 662$ N. Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados.

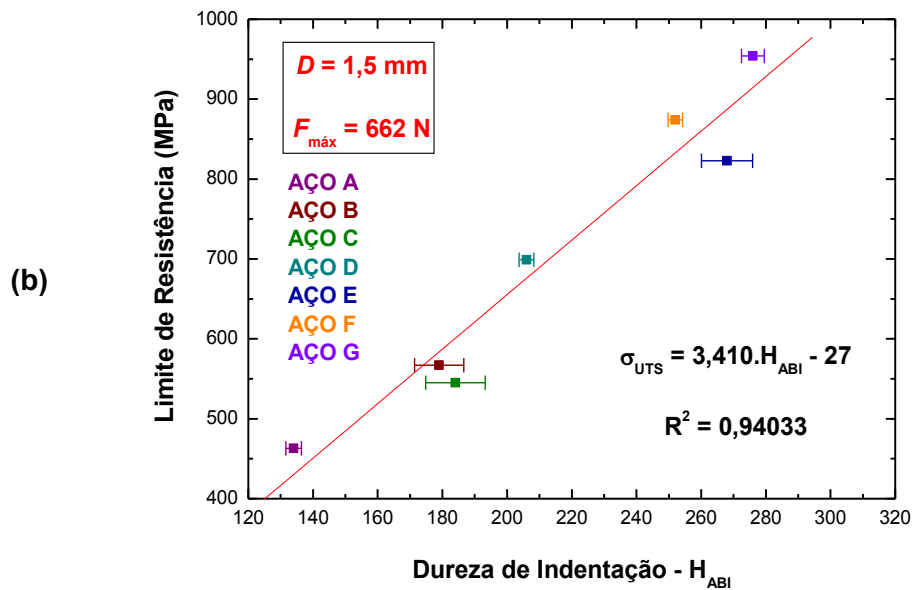


Figura 4.83 – Continuação.

A fim de mostrar o potencial de aplicação das correlações que permitem calcular as propriedades mecânicas de tração a partir da dureza, pode-se tomar como exemplo o trabalho de Ferreira (2010), que realizou ensaios de macroindentação instrumentada em amostras do aço ABNT 8550, submetido a um tratamento de têmpera e revenimento. As condições de ensaio e os resultados obtidos por Ferreira (2010) são mostrados na Tab. 4.22.

Tabela 4.22 – Condições e resultados dos ensaios de macroindentação instrumentada realizados no aço ABNT 8550 por Ferreira (2010).

Material Ensaiado	Aço ABNT 8550 com tratamento térmico de têmpera e revenimento (austenitização a 890°C por 1 hora, seguida de têmpera em óleo, e revenimento a 640°C por 1 hora)
Equipamento	PropInSitu 2
Penetrador	Esférico (WC-Co) com 1,5 mm de diâmetro
Força Máxima	2000 N
Número de Ciclos	Sete ciclos, com descarregamento de 40%.
Modelo Analítico	Haggag <i>et al.</i> : $\beta_m = 0,2285$ (Eq. (2.12)) e $\alpha_m = 1,200$

Tabela 4.22 – Continuação.

Resultados (valores médios)	Dureza de Indentação (Brinell): 297
	Dureza Vickers (HV10)*: 312
	Limite de Escoamento: 628 MPa
	Limite de Resistência: 813 MPa
	Expoente de Encruamento: 0,0940

* Dureza Vickers (HV10) calculada a partir da conversão da dureza Brinell usando a norma ISO 18265 (2013).

Na conclusão de seu trabalho, Ferreira (2010, p. 113) destaca, sobre as propriedades mecânicas determinadas a partir dos ensaios de macroindentação instrumentada, mostradas na Tab. 4.22, que “os valores obtidos estão em conformidade com a literatura, mostrando a potencialidade dessa técnica na determinação de tais propriedades”. Porém, como é sugerido adiante, há evidências de que os valores dos limites de escoamento e de resistência determinados por Ferreira (2010) para o aço ABNT 8550, temperado e revenido, estão subestimados.

A partir da dureza de indentação e do expoente de encruamento mostrados na Tab. 4.22, os limites de escoamento e de resistência foram calculados usando as correlações com a dureza discutidas no presente trabalho. Os resultados são mostrados na Tab. 4.23.

Tabela 4.23 – Limites de escoamento e de resistência calculados utilizando correlações com a dureza, a partir da dureza de indentação e do expoente de encruamento para o aço ABNT 8550 (temperado e revenido) obtidos por Ferreira (2010).

Correlação	Equação	Limite de Escoamento (MPa)	Limite de Resistência (MPa)
Cahoon <i>et al.</i> (1971)	(2.27)	821	---
Pavlina e Tyne (2008)	(2.28)	807	---
	(2.29)	---	1065
Tabor (1951)	(2.24)	---	980
Cahoon (1972)	(2.26)	---	976
Callister (2000)	(2.32)	---	1025

Tabela 4.23 – Continuação.

ISO 18265 (2013)	---	---	1002
Dureza de Indentação	(4.5)*	898	---
Dureza de Indentação	(4.6)**	---	962

* Utilizando $A_1 = 3,815$ e $A_2 = -235$ MPa (condição mais próxima da utilizada por Ferreira (2010)).

** Utilizando $B_1 = 3,361$ e $B_2 = -36$ MPa (condição mais próxima da utilizada por Ferreira (2010)).

Com base nos resultados apresentados na Tab. 4.23, há fortes evidências de que os limites de escoamento e de resistência obtidos por Ferreira (2010), mostrados na Tab. 4.22, estão subestimados. Conforme já discutido no presente trabalho, a adoção dos parâmetros $\beta_m = 0,2285$ (em associação com a Eq. (2.12)) e $\alpha_m = 1,200$, para avaliação das propriedades mecânicas através do “Modelo de Haggag *et al.*”, não é adequada e leva à estimativa de propriedades mecânicas inferiores às obtidas nos ensaios de tração.

Caso as correlações mostradas na Tab. 4.23 estivessem inseridas no programa de análise do equipamento *PropInSitu 2*, seria possível identificar as discrepâncias entre os resultados das Tabelas 4.23 e 4.22, levando à conclusão imediata de que os parâmetros de cálculo utilizados por Ferreira (2010) não são adequados para o aço ABNT 8550, temperado e revenido.

Apesar de Ferreira (2010) ter adotado condições de ensaios distintas das utilizadas no presente trabalho, especialmente a força máxima, pode-se aplicar a metodologia proposta nos itens 4.7 e 4.8 para “corrigir” os limites de escoamento e de resistência mostrados na Tab. 4.22. Para isso, o valor médio do parâmetro de teste A associado aos ensaios de macroindentação instrumentada realizados por Ferreira (2010) foi calculado utilizando a Eq. (2.12), com $\beta_m = 0,2285$ e $\sigma_{YS} = 628$ MPa, obtendo-se, portanto, $A = 2748$ MPa. A partir disso, os limites de escoamento e de resistência foram recalculados usando as Equações (2.13) e (4.3), respectivamente, com os parâmetros de cálculo β_m e b_m , indicados na Tab. 4.6, e Δ_m e δ_m , indicados na Tab. 4.10, para a condição de ensaio com o penetrador esférico de 1,5 mm de diâmetro e força máxima de 1800 N. Esta condição de ensaio é a que mais se aproxima da utilizada por Ferreira (2010). Os resultados desta análise são mostrados na Tab. 4.24.

Tabela 4.24 – Limites de escoamento e de resistência recalculados para o material ensaiado por Ferreira (2010), utilizando a metodologia proposta no presente trabalho e adotando $A = 2748$ MPa.

Equação	β_m	b_m (MPa)	Δ_m	δ_m (MPa)	Propriedade Mecânica
$\sigma_{YS} = \beta_m.A + b_m$	0,4551	-346	---	---	$\sigma_{YS} = 905$ MPa
$\sigma_{UTS} = \Delta_m.A + \delta_m$	---	---	0,4019	-136	$\sigma_{UTS} = 968$ MPa

Os valores para os limites de escoamento e de resistência mostrados na Tab. 4.24 mais uma vez indicam que os resultados obtidos por Ferreira (2010), na análise do aço ABNT 8550, temperado e revenido, estão subestimados. Os resultados dos ensaios de tração realizados em corpos de prova do mesmo aço, submetido ao mesmo tratamento térmico de têmpera e revenimento, e que são apresentados e analisados no próximo item, confirmam a suspeita.

4.13 Validação dos Parâmetros de Cálculo Empíricos Propostos para o “Modelo de Haggag *et al.*” e Comparação com os Resultados Obtidos Usando as Correlações com a Dureza

Com o objetivo de validar a metodologia de ensaio e os parâmetros de cálculo propostos no presente trabalho, especialmente aqueles aplicados ao “Modelo de Haggag *et al.*”, os valores das propriedades mecânicas calculados a partir de ensaios de macroindentação instrumentada foram confrontados com aqueles determinados através de ensaios de tração, para materiais distintos daqueles mostrados na Tab. 3.1 e usados no planejamento fatorial completo. Também foi avaliada a utilização das correlações que permitem calcular os limites de escoamento e de resistência a partir da dureza, discutidas no item anterior. Os aços API 5L X65, L80, P110 e ABNT 8550 foram usados nesta análise.

4.13.1 Aço API 5L X65

A Tabela 4.25 apresenta a composição química do aço API 5L X65.

Tabela 4.25 – Composição química do aço API 5L X65 (% em peso).

C	S	P	Mn	Si	Cr	Mo	Al	V	Ti	Nb	Co
0,084	0,011	0,011	1,472	0,254	0,041	0,048	0,026	0,038	0,002	0,025	0,008

A Figura 4.84 apresenta o resultado da medição de dureza Vickers (HV10) ao longo da espessura de uma amostra extraída do tubo, por corte mecânico. A existência de gradiente de dureza ao longo da espessura é evidente, com as durezas próximas às paredes interna e externa maiores que na região central da amostra. Por este motivo, os corpos de prova utilizados nos ensaios de tração foram removidos o mais próximo possível da região central da parede do tubo. Entretanto, nota-se que, mesmo na região central, há um gradiente de dureza.

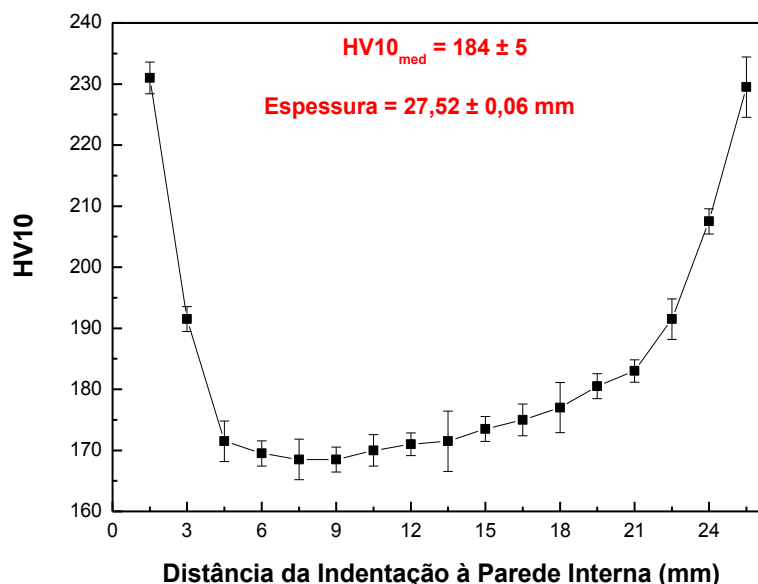


Figura 4.84 – Perfil de dureza ao longo da espessura da amostra do aço API 5L X65. Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados pelas barras verticais. Também estão indicadas a espessura média e a dureza média ($HV10_{med}$), com os respectivos intervalos de confiança (95%).

O gradiente de dureza ao longo da espessura do tubo pode ser atribuído à diferença na microestrutura. A Figura 4.85 evidencia que as microestruturas nas regiões próximas às paredes interna e externa são mais refinadas que na região central. Segundo Buyn *et al.* (1997), essa diferença na microestrutura pode ter origem nas distintas taxas de resfriamento ao longo da espessura que o tubo é submetido durante os tratamentos térmicos executados na fabricação.

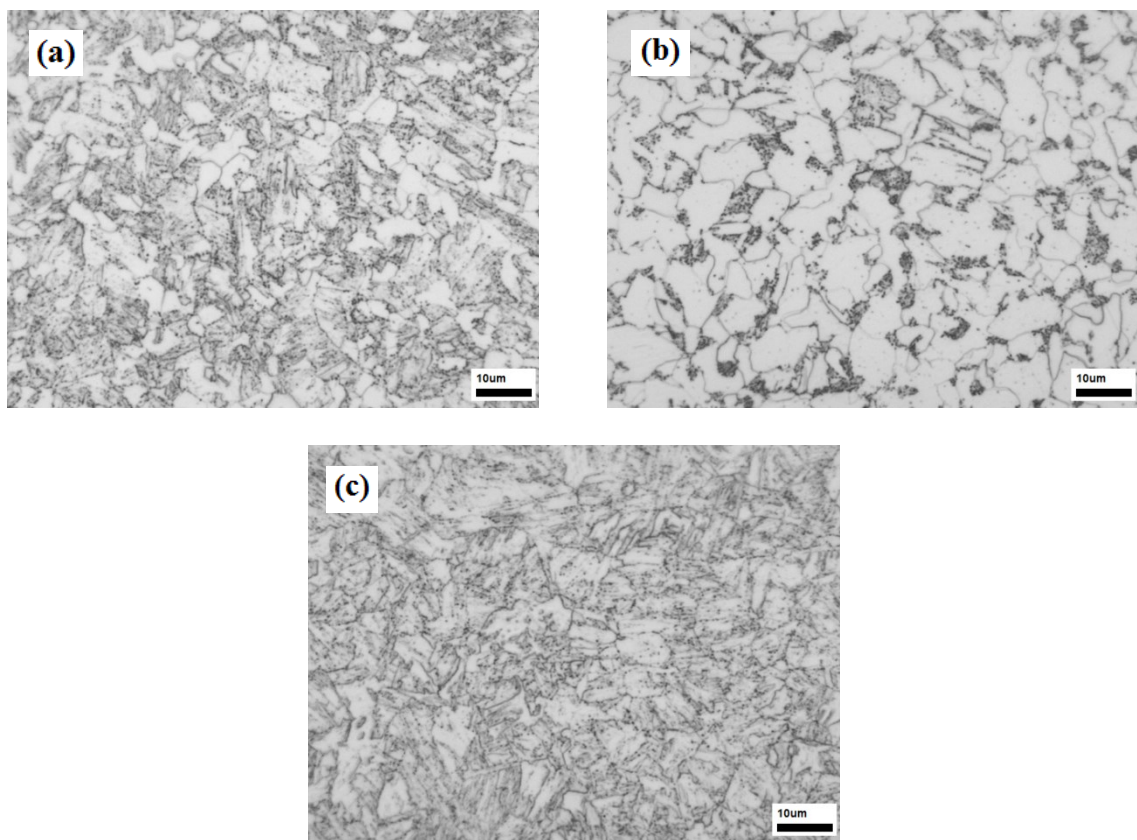


Figura 4.85 – Fotomicrografias ao longo da espessura da amostra do aço API 5L X65: (a) parede externa, (b) centro e (c) parede interna (ataque químico: Nital 2% - 10 segundos).

A Tabela 4.26 apresenta os resultados das medições de dureza Vickers (HV10) nos quatro corpos de prova utilizados nos ensaios de tração do aço API 5L X65. As regiões onde as medições foram realizadas estão indicadas na Fig. 3.11. As durezas Brinell (HBW) foram obtidas através de conversão, a partir das durezas Vickers (HV10), utilizando a norma ISO 18265 (2013).

Tabela 4.26 – Resultados das medições de dureza nos quatro corpos de prova (CP) de ensaio de tração do aço API 5L X65.

Ensaio	CP1		CP2		CP3		CP4	
	HV10	HBW	HV10	HBW	HV10	HBW	HV10	HBW
1	182	173	174	165	186	177	184	175
2	182	173	176	167	190	181	187	178
3	180	171	180	171	184	175	187	178
4	188	179	174	165	187	178	190	181
5	183	174	174	165	189	180	185	176
Média	183	174	176	167	187	178	187	178
IC (95%)*	4	4	3	3	3	3	3	3

* Intervalo de confiança de 95% para o verdadeiro valor da média.

As curvas “força *versus* deslocamento” dos ensaios de macroindentação instrumentada realizados no CP1, para as duas condições de ensaio testadas neste aço (forças máximas de 662 N e 1800 N), são mostradas na Fig. 4.86. Observa-se, principalmente para a condição com força máxima de 662 N, uma variação significativa na profundidade máxima atingida nos ensaios. Isso se deve, provavelmente, ao fato dos corpos de prova, assim como o tubo que lhes deu origem, também possuem gradiente de propriedades mecânicas.

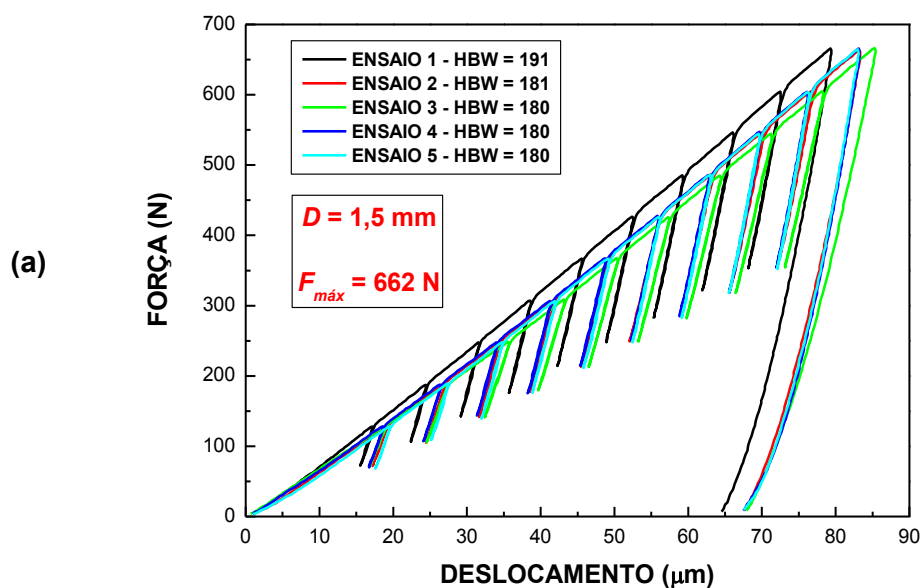


Figura 4.86 – Resultados dos ensaios de macroindentação instrumentada realizados no CP1 do aço API 5L X65: (a) ensaios com o penetrador de 1,5 mm e força máxima de 662 N e (b) ensaios com o penetrador de 1,5 mm e força máxima de 1800 N.

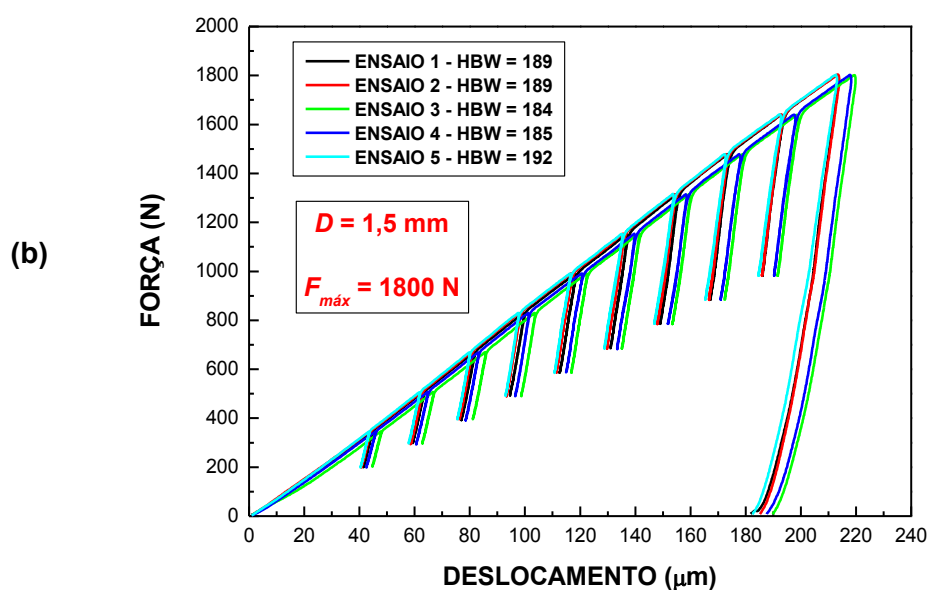


Figura 4.86 – Continuação.

Após a realização das medições de dureza e dos ensaios de macroindentação instrumentada, os ensaios de tração foram realizados nos quatro corpos de prova. A Figura 4.87 apresenta as curvas “tensão de engenharia *versus* deformação de engenharia” para os quatro ensaios de tração. As curvas estão representadas até o ponto de máxima força, a partir da qual se tem início o fenômeno de estricção.

A Figura 4.88 mostra a análise fractográfica, através de imagens de MEV, da região de fratura do CP4. As superfícies de fratura indicam que a mesma ocorreu por coalescimento de microcavidades (*dimples*), que é um mecanismo típico de fratura dúctil e característico de aços com baixo teor de carbono. A Figura 4.89 mostra a análise de EDS de uma inclusão no interior de uma microcavidade, revelando que se trata de uma inclusão não metálica complexa, composta por oxissulfetos (Al-O-Mg-Ca-S), provavelmente formada durante o processo de desoxidação e dessulfuração na fabricação do aço (MAGALHÃES, 2010).

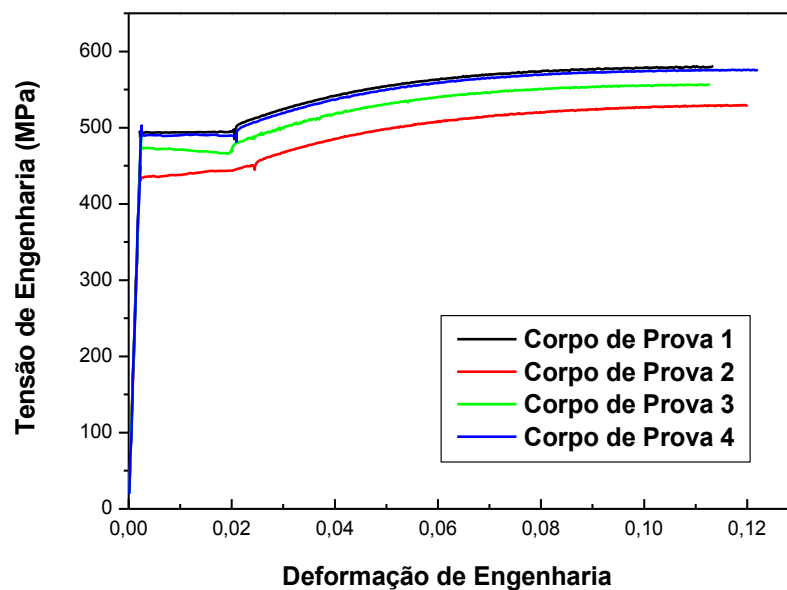


Figura 4.87 – Curvas “tensão de engenharia *versus* deformação de engenharia” para os ensaios de tração realizados nos quatro corpos de prova do aço API 5L X65. As curvas estão representadas até o ponto de máxima força.

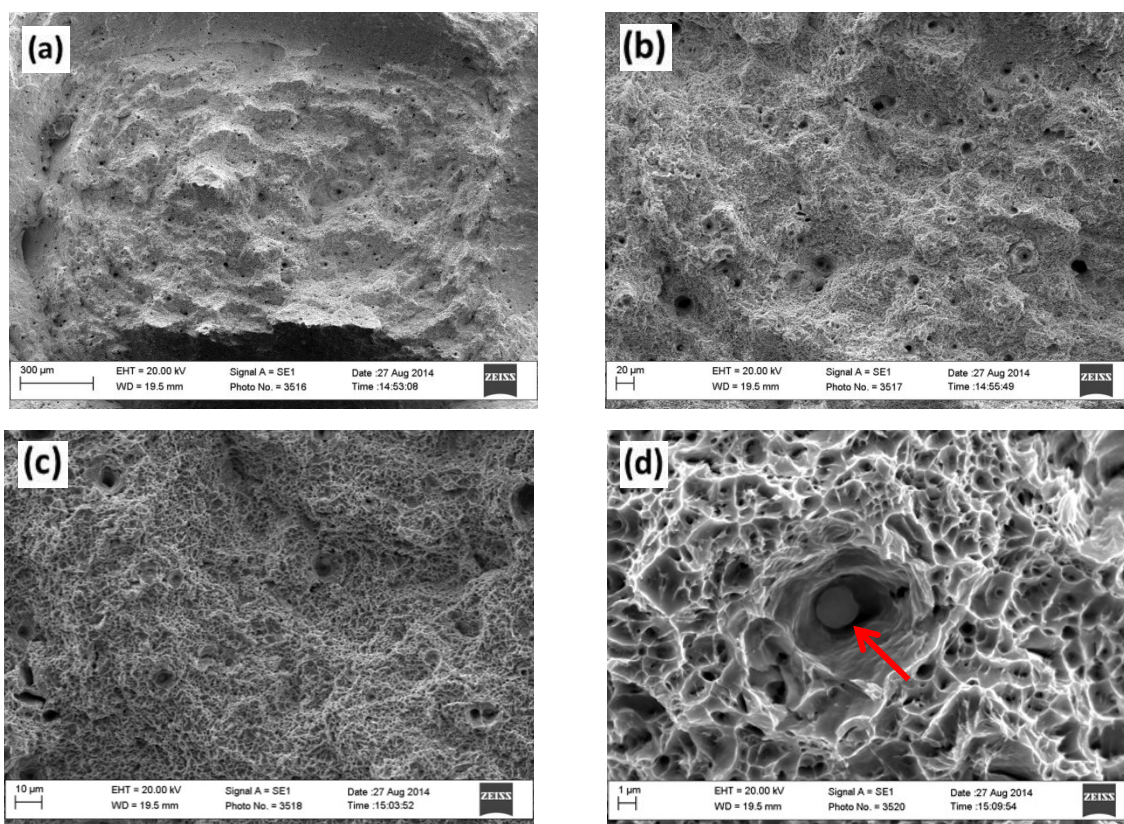


Figura 4.88 – Imagens de elétrons secundários obtida em MEV da superfície de fratura do CP4 do aço API 5L X65, após o ensaio de tração. Na imagem (d), observa-se uma inclusão, indicada pela seta vermelha, que deu origem à microcavidade.

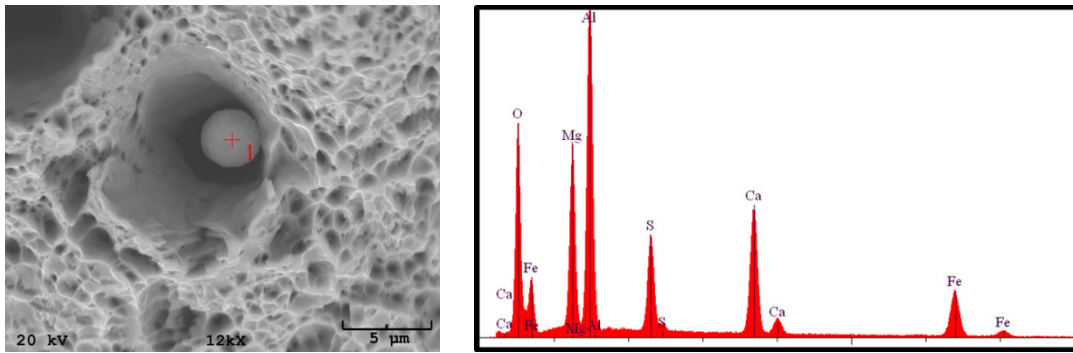


Figura 4.89 – Espectro de EDS de uma inclusão no interior de uma microcavidade presente no corpo de prova de tração do aço API 5L X65, após a fratura. A análise mostra a presença dos elementos O, Mg, Al, S e Ca (inclusão não metálica complexa).

Para os quatro ensaios de tração, cujos resultados são mostrados na Fig. 4.87, nota-se a presença de um patamar na curva “tensão de engenharia *versus* deformação de engenharia”, após o limite de escoamento definido, associado ao escoamento descontínuo. A Figura 4.90 mostra de forma ampliada este patamar para o ensaio de tração no CP1.

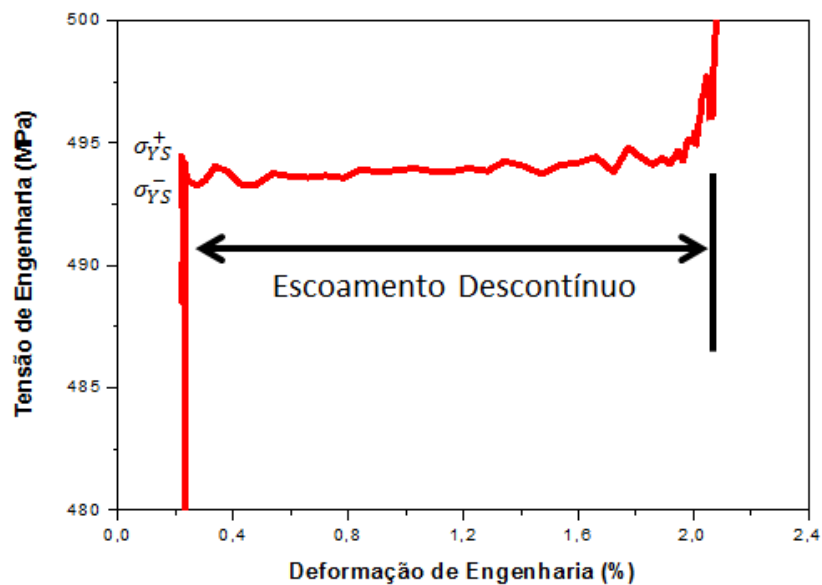


Figura 4.90 – Patamar na curva “tensão de engenharia *versus* deformação de engenharia” indicando a presença de escoamento descontínuo. Ensaio de tração no CP1 do aço API 5L X65. Os limites de escoamento máximo (σ_{YS}^+) e mínimo (σ_{YS}^-) estão representados.

O patamar do limite de escoamento mínimo (σ_{YS}^-) possui um aspecto serrilhado, contendo muitos máximos e mínimos locais. Cada ponto de máximo corresponde à propagação ao longo do corpo de uma instabilidade de deformação por cisalhamento conhecida como banda de Lüders, que corresponde a um degrau na superfície do corpo orientado a 45° do eixo de tração (SCHÖN, 2013).

Segundo Schön (2013), o escoamento descontínuo é típico de aços com baixo teor de carbono e está associado a um mecanismo de bloqueio das discordâncias por “atmosfera” de átomos de carbono, de forma que quando as discordâncias se libertam, correspondendo ao ponto de máximo local, elas escorregam com pouca resistência no reticulado, provocando uma queda na força. Ainda segundo este autor, o limite de escoamento máximo em aços que apresentam o escoamento descontínuo é muito dependente da geometria do corpo de prova, da rigidez do sistema (máquina + corpo de prova) e da velocidade de carregamento adotada para o ensaio e, portanto, o valor relevante na engenharia é o limite de escoamento mínimo. Consequentemente, no presente trabalho foi considerado que o limite de escoamento do aço corresponde ao valor de σ_{YS}^- .

Outro aspecto importante em relação ao escoamento descontínuo é que sua existência não pode ser prevista através de ensaio de macroindentação instrumentada e, portanto, a formulação do “Modelo de Haggag *et al.*”, por exemplo, não considera a sua existência.

A fim de comparar os resultados dos ensaios de macroindentação instrumentada com aqueles obtidos via ensaios de tração, foi necessário também determinar as curvas “tensão real *versus* deformação real”, as quais foram obtidas a partir das curvas “tensão de engenharia *versus* deformação de engenharia”, conforme procedimento descrito no Apêndice I. Isso permitiu estimar o expoente de encruamento (n) a partir dos ensaios de tração, utilizando a relação $n = \varepsilon_{r_u}$, onde ε_{r_u} corresponde à deformação real no ponto de máxima força. Esta relação é usada na formulação do “Modelo de Haggag *et al.*”, como já discutido na revisão bibliográfica, e sua demonstração é apresentada no Apêndice I.

Porém, para que a relação $n = \varepsilon_{r_u}$ possa ser utilizada, é necessário “desconsiderar” o escoamento descontínuo. Assim, foi adotado o procedimento proposto por N’Jock *et al.* (2013), no qual a deformação atribuída à banda de Lüders é eliminada através de um deslocamento do domínio plástico da curva “tensão real *versus* deformação real”. Este deslocamento é igual ao comprimento do patamar. A Figura 4.91 mostra as curvas “tensão real *versus* deformação real” correspondentes aos ensaios de tração dos quatro corpos de prova do aço API 5L X65, já com a eliminação do escoamento descontínuo.

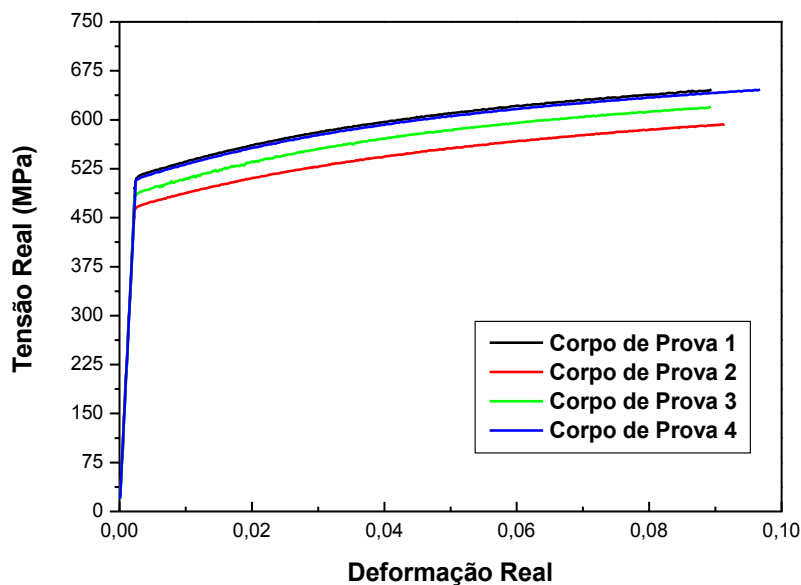


Figura 4.91 – Curvas “tensão real *versus* deformação real”, sem o patamar de escoamento descontínuo, para os ensaios de tração realizados nos quatro corpos de prova do aço API 5L X65.

A Tabela 4.27 resume os principais resultados dos ensaios de tração realizados nos quatro corpos de prova do aço API 5L X65.

Tabela 4.27 – Resultados dos ensaios de tração realizados nos corpos de prova (CP) do aço API 5L X65.

Corpo de Prova	Módulo de Elasticidade (GPa)	Limite de Escoamento (MPa)	Limite de Resistência (MPa)	Expoente de Encruamento*
CP1	210	493	581	0,089
CP2	205	436	530	0,091
CP3	207	473	557	0,089
CP4	207	490	576	0,097
Média	207	473	561	0,092
IC (95%)**	3	42	37	0,006

* Expoente de encruamento determinado utilizando a relação $n = \varepsilon_{r_u}$ e as curvas “tensão real *versus* deformação real”, sem o patamar de escoamento descontínuo, mostradas na Fig. 4.91.

** Intervalo de confiança de 95% para o verdadeiro valor da média.

O módulo de elasticidade médio próximo a 210 GPa, valor normalmente encontrado na literatura para aços-carbono, é um indicativo de que os ensaios de tração foram corretamente executados. Além disso, os limites de escoamento médio (473 MPa) e de resistência médio (561 MPa) estão dentro das faixas exigidas pela norma API Specification 5 L (2008) para um aço X65 (σ_{YS} : mín. de 450 MPa e máx. de 600 MPa; σ_{UTS} : mín. de 535 MPa e máx. de 760 MPa).

A Tabela 4.28 mostra a comparação entre as durezas Brinell medidas utilizando o durômetro (a partir da conversão da dureza Vickers – HV10) e as durezas obtidas nos ensaios de macroindentação instrumentada (dureza de indentação). Em todos os casos, os valores de dureza determinados a partir dos ensaios de macroindentação foram superiores aos valores de referência (durômetro), sendo maiores para os ensaios com força máxima de 1800 N. Apesar disso, os erros percentuais são inferiores a 10%.

Tabela 4.28 – Durezas Brinell (*HBW*) calculadas a partir dos ensaios de macroindentação instrumentada, com forças máximas de **662 N** e **1800 N**, para os quatro corpos de prova do aço API 5L X65 usados nos ensaios de tração. Os erros foram calculados em relação aos valores medidos usando o durômetro.

Corpo de Prova	Durômetro*	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 662 \text{ N}$)		Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 1800 \text{ N}$)	
	<i>HBW</i>	<i>HBW</i> **	Erro (%)	<i>HBW</i> **	Erro (%)
CP1	174±4	182±6	4,6	188±4	8,0
CP2	167±3	173±5	3,6	182±3	9,0
CP3	178±3	182±4	2,2	188±2	5,6
CP4	178±3	181±3	1,7	190±8	6,7
Média	174±2	180±2	3,4	187±2	7,5

* A dureza Brinell foi obtida a partir da dureza Vickers (HV10), determinada em ensaio no durômetro, através de conversão conforme a norma ISO 18265 (2013).

** Corresponde à dureza de indentação (H_{ABI}).

A Tabela 4.29 apresenta os limites de escoamento calculados utilizando o “Modelo de Haggag *et al.*”, a partir dos ensaios de macroindentação instrumentada realizados com o penetrador de 1,5 mm e forças máximas de 662 N e 1800 N. São apresentados, também, os erros percentuais em relação aos limites de escoamento determinados via ensaios de

tração. Foram utilizadas as Equações (2.12), com $\beta_m = 0,2285$, e (2.13), com β_m e b_m indicados na Tab. 4.6.

Tabela 4.29 – Limites de escoamento (σ_{YS}) calculados utilizando o “Modelo de Haggag *et al.*”, a partir dos ensaios de macroindentação realizados com o penetrador esférico de 1,5 mm e forças máximas de **662 N** e **1800 N**, para os quatro corpos de prova do aço API 5L X65 usados nos ensaios de tração.

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 662 \text{ N}$)			
		$\sigma_{YS} = 0,2285.A$		$\sigma_{YS} = 0,4799.A - 331$	
		$\sigma_{YS} \text{ (MPa)}$	Erro (%)	$\sigma_{YS} \text{ (MPa)}$	Erro (%)
CP1	493	382±11	-22,5	471±23	-4,5
CP2	436	368±7	-15,6	442±16	1,4
CP3	473	382±9	-19,2	471±19	-0,4
CP4	490	388±2	-20,8	485±5	-1,0
Média	473±42	380±5	-19,7	467±10	-1,3

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 1800 \text{ N}$)			
		$\sigma_{YS} = 0,2285.A$		$\sigma_{YS} = 0,4551.A - 346$	
		$\sigma_{YS} \text{ (MPa)}$	Erro (%)	$\sigma_{YS} \text{ (MPa)}$	Erro (%)
CP1	493	403±3	-18,3	456±7	-7,5
CP2	436	399±11	-8,5	448±22	2,8
CP3	473	403±3	-14,8	457±7	-3,4
CP4	490	405±6	-17,3	461±11	-5,9
Média	473±42	402±3	-15,0	456±5	-3,6

De forma análoga ao limite de escoamento, a Tabela 4.30 mostra os limites de resistência à tração determinados a partir dos ensaios de macroindentação instrumentada, utilizando o “Modelo de Haggag *et al.*”, adotando $\alpha_m = 1,200$ e os valores de “ α_m médio”, indicados na Tab. 4.8 (“alternativa 1”). Também foram calculados os valores do limite de

resistência usando a Eq. (4.3), com os valores de Δ_m e δ_m indicados na Tab. 4.10 (“alternativa 2”).

Tabela 4.30 – Limites de resistência (σ_{UTS}) calculados utilizando o “Modelo de Haggag *et al.*”, a partir dos ensaios de macroindentação realizados com o penetrador esférico de 1,5 mm e forças máximas de **662 N** e **1800 N**, para os quatro corpos de prova do aço API 5L X65 usados nos ensaios de tração.

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 662 \text{ N}$)					
		$\alpha_m = 1,200$		$\alpha_m = 1,006$		$\sigma_{UTS} = 0,4229.A - 121$	
		σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)	σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)	σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)
CP1	581	516±19	-11,2	614±22	5,7	586±20	0,9
CP2	530	482±14	-9,1	575±17	8,5	561±14	5,8
CP3	557	516±12	-7,4	614±14	10,2	586±17	5,2
CP4	576	508±10	-11,8	604±12	4,9	598±3	3,8
Média	561±37	506±8	-9,8	602±10	7,3	583±8	3,9

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 1800 \text{ N}$)					
		$\alpha_m = 1,200$		$\alpha_m = 1,089$		$\sigma_{UTS} = 0,4019.A - 136$	
		σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)	σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)	σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)
CP1	581	538±13	-7,4	593±15	2,1	572±6	-1,5
CP2	530	518±10	-2,3	572±11	7,9	565±19	6,6
CP3	557	537±4	-3,6	592±4	6,3	573±6	2,9
CP4	576	536±17	-6,9	591±19	2,6	577±10	0,2
Média	561±37	532±6	-5,2	587±6	4,6	572±4	2,0

A Tabela 4.31 mostra os valores do expoente de encruamento (n) determinados utilizando o “Modelo de Haggag *et al.*”, a partir dos ensaios de macroindentação instrumentada realizados com forças máximas de 662 N e 1800 N.

Tabela 4.31 – Expoentes de encruamento (n) calculados utilizando o “Modelo de Haggag *et al.*”, a partir dos ensaios de macroindentação realizados com o penetrador esférico de 1,5 mm e forças máximas de **662 N** e **1800 N**, para os quatro corpos de prova do aço API 5L X65 usados nos ensaios de tração.

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 662 \text{ N}$)			
		$\alpha_m = 1,200 \text{ e}$ $\sigma_{YS} = 0,2285.A$		$\alpha_m = 1,006 \text{ e}$ $\sigma_{YS} = 0,4799.A - 331$	
		n	Erro (%)	n	Erro (%)
CP1	0,089	0,103±0,010	15,7	0,094±0,014	5,6
CP2	0,091	0,096±0,008	5,5	0,094±0,010	3,3
CP3	0,089	0,102±0,009	14,6	0,093±0,013	4,5
CP4	0,097	0,095±0,006	-2,1	0,082±0,007	-15,4
Média	0,092±0,006	0,099±0,003	7,6	0,091±0,005	-1,1

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 1800 \text{ N}$)			
		$\alpha_m = 1,200 \text{ e}$ $\sigma_{YS} = 0,2285.A$		$\alpha_m = 1,089 \text{ e}$ $\sigma_{YS} = 0,4551.A - 346$	
		n	Erro (%)	n	Erro (%)
CP1	0,089	0,101±0,004	13,5	0,094±0,004	5,6
CP2	0,091	0,094±0,006	3,3	0,090±0,011	-1,1
CP3	0,089	0,1000±0,003	12,4	0,093±0,004	4,5
CP4	0,097	0,101±0,006	4,1	0,093±0,004	-4,1
Média	0,092±0,006	0,099±0,002	7,6	0,092±0,002	0,0

Os limites de escoamento e de resistência à tração também foram calculados usando as correlações com a dureza. Para isso, foram consideradas as durezas obtidas nos ensaios de macroindentação instrumentada com força máxima de 662 N, já que nesta condição os erros associados à dureza são menores que para 1800 N (ver Fig. 4.12) e, portanto, a dureza de indentação aproxima-se mais do valor da dureza Brinell.

A dureza Brinell (dureza de indentação) foi convertida em dureza Vickers (HV10), utilizando a norma ISO 18265 (2013). Para os modelos de Tabor (1951), Cahoon *et al.* (1971) e Cahoon (1972), os quais necessitam da estimativa do expoente de encruamento, foram usados os valores de n obtidos nos ensaios realizados com força máxima de 662 N, mostrados na coluna 5 da Tab. 4.31. Os resultados para os limites de escoamento e de resistência são mostrados nas Tabelas 4.32 e 4.33, respectivamente.

Tabela 4.32 – Limites de escoamento (σ_{YS}) calculados utilizando correlações com a dureza, para os quatro corpos de prova do aço API 5L X65 usados nos ensaios de tração.

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Estimativa a partir de Correlações com a Dureza					
	σ_{YS} (MPa)	Cahoon <i>et al.</i> (1971) Eq. (2.27)		Pavlina e Tyne (2008) Eq. (2.28)		Hashemi (2011) Eq. (2.30)	
		σ_{YS} (MPa)	Erro (%)	σ_{YS} (MPa)	Erro (%)	σ_{YS} (MPa)	Erro (%)
CP1	493	505±19	2,4	460±19	-6,7	488±13	-1,0
CP2	436	478±16	9,6	432±14	-0,9	468±10	7,3
CP3	473	505±16	6,8	460±12	-2,7	488±9	3,2
CP4	490	513±3	4,7	455±9	-7,1	485±6	-1,0
Média	473±42	500±8	5,7	452±8	-4,4	482±5	1,9

Tabela 4.33 – Limites de resistência (σ_{UTS}) calculados utilizando correlações com a dureza, para os quatro corpos de prova do aço API 5L X65 usados nos ensaios de tração.

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Estimativa a partir de Correlações com a Dureza					
	σ_{UTS} (MPa)	Tabor (1951) Eq. (2.24)		Cahoon (1972) Eq. (2.26)		Pavlina e Tyne (2008) Eq. (2.29)	
		σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)	σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)	σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)
CP1	581	602±21	3,6	599±21	3,1	616±24	6,0
CP2	530	570±16	7,5	568±16	7,2	578±19	9,1
CP3	557	602±14	8,1	599±14	7,5	616±16	10,6
CP4	576	595±10	3,3	593±10	3,0	609±12	5,7
Média	561±37	592±8	5,5	590±8	5,2	605±10	7,8

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Estimativa a partir de Correlações com a Dureza					
	σ_{UTS} (MPa)	Callister (2000) Eq. (2.32)		ISO 18265 (2013)		Hashemi (2011) Eq. (2.31)	
		σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)	σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)	σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)
CP1	581	629±21	8,3	616±17	6,0	593±9	2,1
CP2	530	595±17	12,3	582±18	9,8	580±7	9,4
CP3	557	628±12	12,7	616±12	10,6	593±6	6,5
CP4	576	623±9	8,2	608±12	5,6	591±4	2,6
Média	561±37	619±9	10,3	606±9	8,0	589±3	5,0

Os limites de escoamento e de resistência do aço API 5L X65 também foram estimados utilizando as correlações com a dureza de indentação, propostas no presente trabalho e expressas pelas Equações (4.5) e (4.6), cujos parâmetros de cálculo são mostrados na Tab. 4.21. Os resultados são apresentados nas Tabelas 4.34 e 4.35.

Tabela 4.34 – Limites de escoamento (σ_{YS}) calculados utilizando a correlação com a dureza de indentação, expressa pela Eq. (4.5), para os quatro corpos de prova do aço API 5L X65 usados nos ensaios de tração. São apresentados os resultados obtidos a partir dos ensaios de macroindentação realizados com forças máximas de **662 N** e **1800 N**.

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 662 \text{ N}$)	
		Estimativa a partir da Eq. (4.5)	
		$\sigma_{YS} = 3,885 \cdot H_{ABI} - 227$	
	σ_{YS} (MPa)	σ_{YS} (MPa)	Erro (%)
CP1	493	482±23	-2,2
CP2	436	444±19	1,8
CP3	473	480±14	1,5
CP4	490	475±10	-3,1
Média	473±42	470±10	-0,6

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 1800 \text{ N}$)	
		Estimativa a partir da Eq. (4.5)	
		$\sigma_{YS} = 3,815 \cdot H_{ABI} - 235$	
	σ_{YS} (MPa)	σ_{YS} (MPa)	Erro (%)
CP1	493	481±15	-2,4
CP2	436	459±11	5,3
CP3	473	483±7	2,1
CP4	490	488±29	-0,4
Média	473±42	478±8	1,1

Tabela 4.35 – Limites de resistência (σ_{UTS}) calculados utilizando a correlação com a dureza de indentação, expressa pela Eq. (4.6), para os quatro corpos de prova do aço API 5L X65 usados nos ensaios de tração. São apresentados os resultados obtidos a partir dos ensaios de macroindentação realizados com forças máximas de **662 N** e **1800 N**.

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 662 \text{ N}$)	
		Estimativa a partir da Eq. (4.6)	
		$\sigma_{UTS} = 3,410 \cdot H_{ABI} - 27$	
	$\sigma_{UTS} \text{ (MPa)}$	$\sigma_{UTS} \text{ (MPa)}$	Erro (%)
CP1	581	595±20	2,4
CP2	530	562±17	6,0
CP3	557	594±12	6,6
CP4	576	589±9	2,3
Média	561±37	585±8	4,3

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 1800 \text{ N}$)	
		Estimativa a partir da Eq. (4.6)	
		$\sigma_{UTS} = 3,361 \cdot H_{ABI} - 36$	
	$\sigma_{UTS} \text{ (MPa)}$	$\sigma_{UTS} \text{ (MPa)}$	Erro (%)
CP1	581	595±14	2,4
CP2	530	575±10	8,5
CP3	557	597±6	7,2
CP4	576	601±25	4,3
Média	561±37	592±7	5,5

Como o tubo de aço API 5L X65 utilizado neste estudo possui gradiente de dureza ao longo da espessura, também foram avaliadas, através de ensaios de macroindentação instrumentada, as propriedades mecânicas ao longo da espessura em uma amostra extraída do tubo, através de corte mecânico. Foram realizadas 10 indentações ao longo da espessura da amostra, como mostrado na Fig. 4.92. Os ensaios de macroindentação foram realizados utilizando o penetrador esférico de 1,5 mm e força máxima de 662 N.

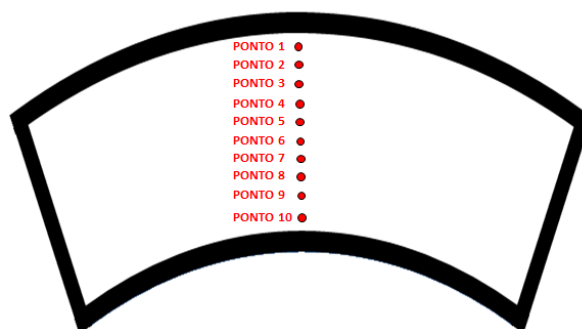


Figura 4.92 – Posições das 10 indentações para avaliação das propriedades mecânicas ao longo da espessura da amostra extraída do tubo de aço API 5L X65.

A Figura 4.93 mostra as curvas “força *versus* deslocamento” obtidas nos 10 ensaios de macroindentação instrumentada realizados nas posições indicadas na Fig. 4.92. Nota-se que as profundidades máximas atingidas nos ensaios são distintas, evidenciando a existência de gradiente de dureza ao longo da espessura.

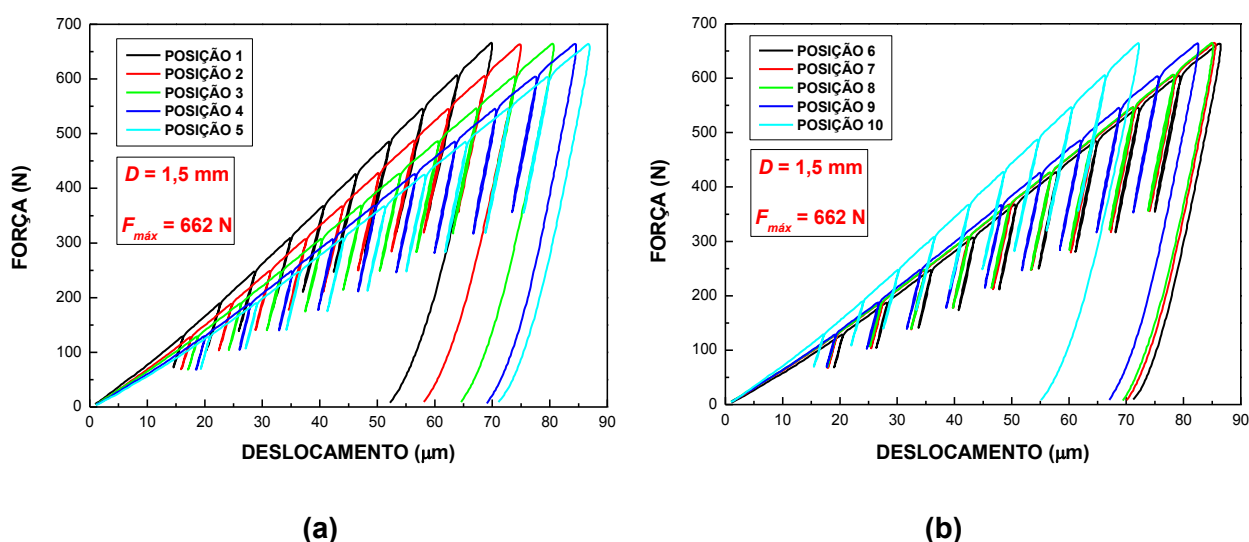


Figura 4.93 – Resultados dos ensaios de macroindentação instrumentada realizados ao longo da espessura da amostra do aço API 5L X65: (a) posições 1 a 5 e (b) posições 6 a 10, conforme indicado na Fig. 4.92.

Os gradientes de propriedades mecânicas (dureza Brinell (dureza de indentação), limite de escoamento e limite de resistência) ao longo da espessura são mostrados na Fig. 4.94. Para os limites de escoamento e de resistência são apresentados os valores das propriedades calculados utilizando o “Modelo de Haggag *et al.*” e as correlações com a

dureza baseadas nas expressões propostas por Cahoon *et al.* (1971), Cahoon (1972), Pavlina e Tyne (2008) e Hashemi (2011).

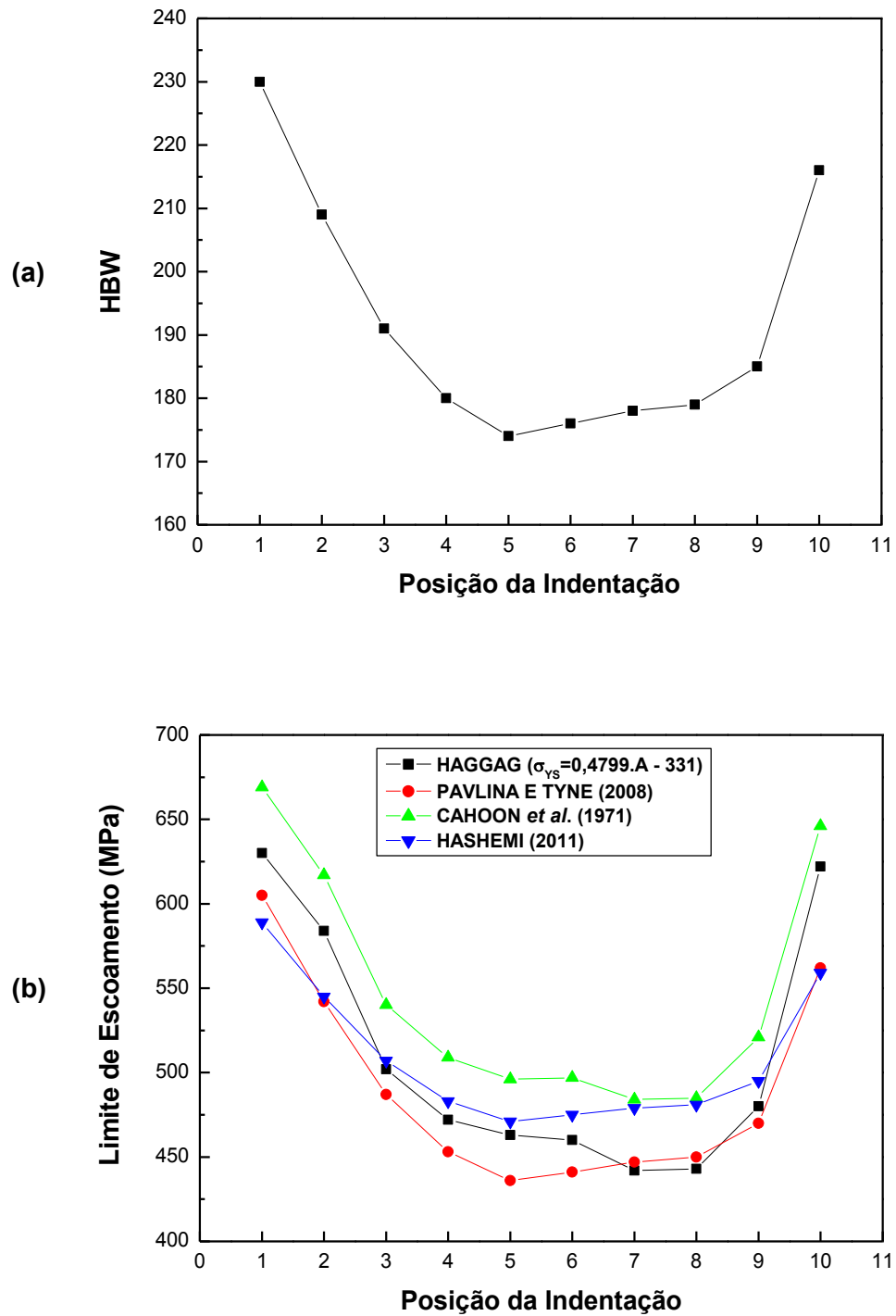


Figura 4.94 – Gradientes de propriedades mecânicas ao longo da espessura da amostra do tubo de aço API 5L X65: (a) dureza Brinell – *HBW* (dureza de indentação), (b) limite de escoamento e (c) limite de resistência.

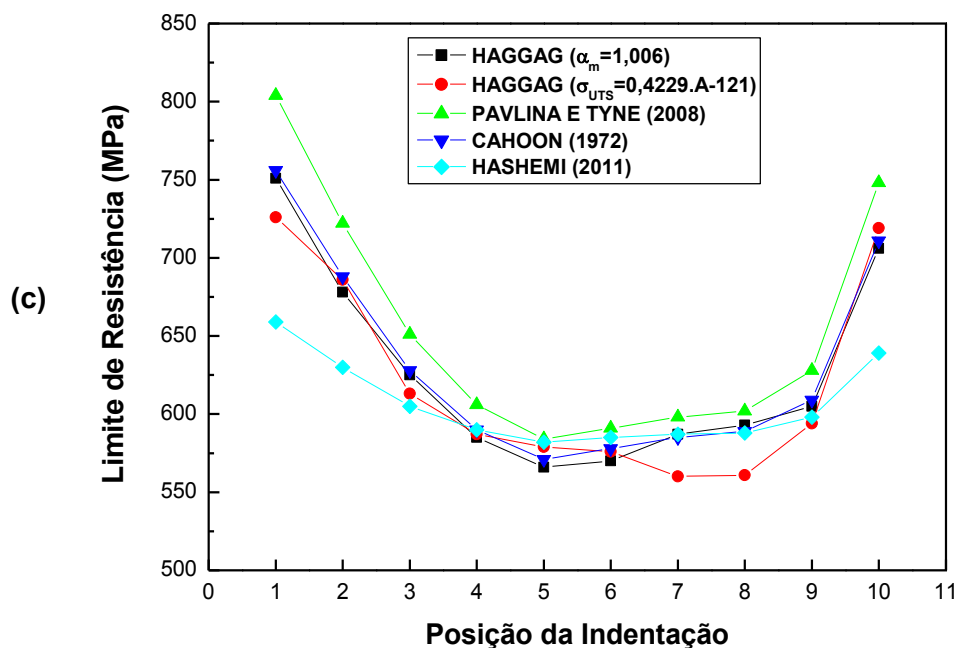


Figura 4.94 – Continuação.

Os resultados mostrados na Fig. 4.94 ratificam a possibilidade de uso do ensaio de macroindentação instrumentada como técnica para identificar e quantificar o gradiente de propriedades mecânicas (dureza e limites de escoamento e de resistência) ao longo da espessura de tubos. Isso evidencia, também, o potencial de aplicação do ensaio para mensurar o gradiente de propriedades ao longo de juntas soldadas, inclusive aquelas realizadas em campo. Todavia, os resultados da Fig. 4.94 deixam claro os riscos advindos da realização de ensaios *in situ*, na superfície de dutos, nos quais as propriedades mecânicas de regiões próximas à parede externa (local onde os ensaios são realizados) são adotadas como representativas do material ao longo de toda a espessura.

4.13.2 Aço L80

Com o objetivo de tornar o texto mais conciso, os resultados das análises para os aços L80, P110 e ABNT 8550 são apresentados de forma mais direta e resumida. Dúvidas em relação às tabelas e gráficos apresentados nos itens 4.13.2, 4.13.3 e 4.13.4 podem ser sanadas através de consulta ao item 4.13.1.

A Tabela 4.36 apresenta a composição química do aço L80.

Tabela 4.36 – Composição química do aço L80 (% em peso).

C	S	P	Mn	Si	Cr	Mo	Al	V	Ti	Nb	Co
0,266	0,015	0,010	1,077	0,231	0,307	0,055	0,022	0,003	0,022	0,001	0,006

A Figura 4.95 apresenta o resultado da medição de dureza Vickers (HV10) ao longo da espessura de uma amostra removida do tubo, mostrando que não há evidência da existência de gradiente de dureza ao longo da espessura.

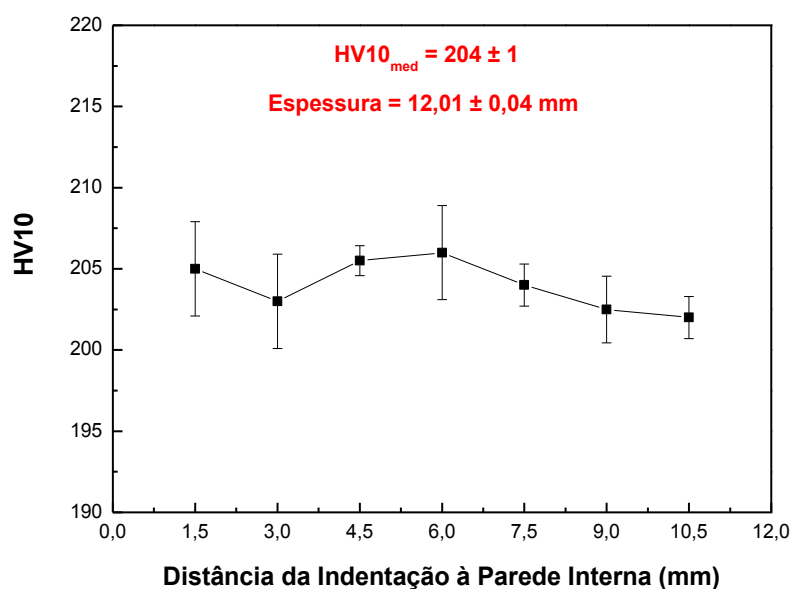


Figura 4.95 – Perfil de dureza ao longo da espessura da amostra do aço L80. Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados pelas barras verticais. Também estão indicadas a espessura média e a dureza média ($HV10_{med}$), com os respectivos intervalos de confiança (95%).

As fotomicrografias do aço L80 são mostradas na Fig. 4.96. Ao contrário da amostra do aço API 5L X65, não foram identificadas diferenças significativas na microestrutura ao longo da espessura da amostra do aço L80, corroborando a constatação de que não há gradiente de dureza ao longo da espessura do tubo.

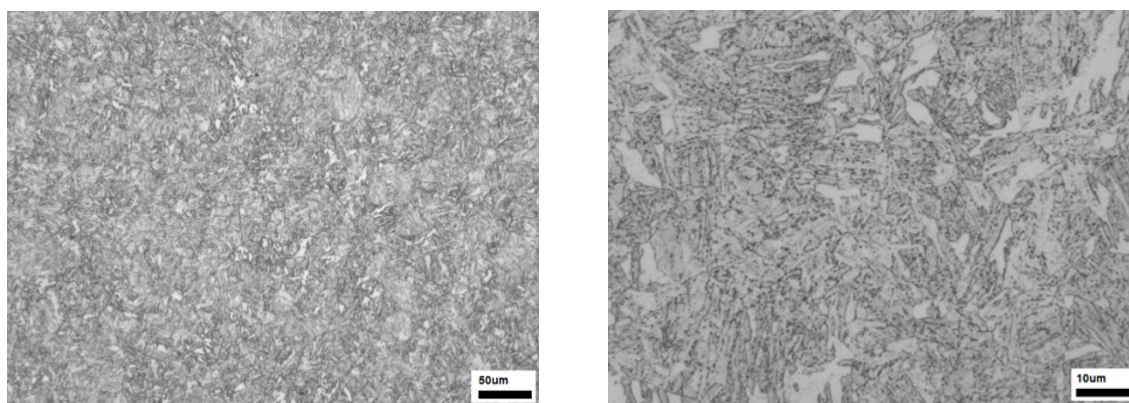


Figura 4.96 – Fotomicrografias do aço L80 (ataque químico: Nital 2% - 10 segundos).

A Tabela 4.37 apresenta o resultado da medição de dureza nos quatro corpos de prova utilizados nos ensaios de tração do aço L80.

Tabela 4.37 – Resultados das medições de dureza nos quatro corpos de prova (CP) de ensaio de tração do aço L80.

Ensaio	CP1		CP2		CP3		CP4	
	HV10	HBW	HV10	HBW	HV10	HBW	HV10	HBW
1	214	203	199	189	194	184	210	199
2	213	202	198	188	197	187	209	198
3	211	200	204	194	201	191	207	197
4	212	201	197	187	200	190	206	196
5	206	196	211	200	199	189	197	187
Média	211	200	202	192	198	188	206	195
IC (95%)*	4	3	7	7	3	3	6	6

* Intervalo de confiança de 95% para o verdadeiro valor da média.

As curvas “força *versus* deslocamento” dos ensaios de macroindentação instrumentada realizados nos CP2, para as duas condições de ensaio testadas neste aço (forças máximas de 662 N e 1800 N), são mostradas na Fig. 4.97. As curvas praticamente sobrepõem-se, atingido aproximadamente a mesma profundidade máxima de indentação, evidenciando que não há gradiente de propriedades mecânicas significativo no corpo de prova.

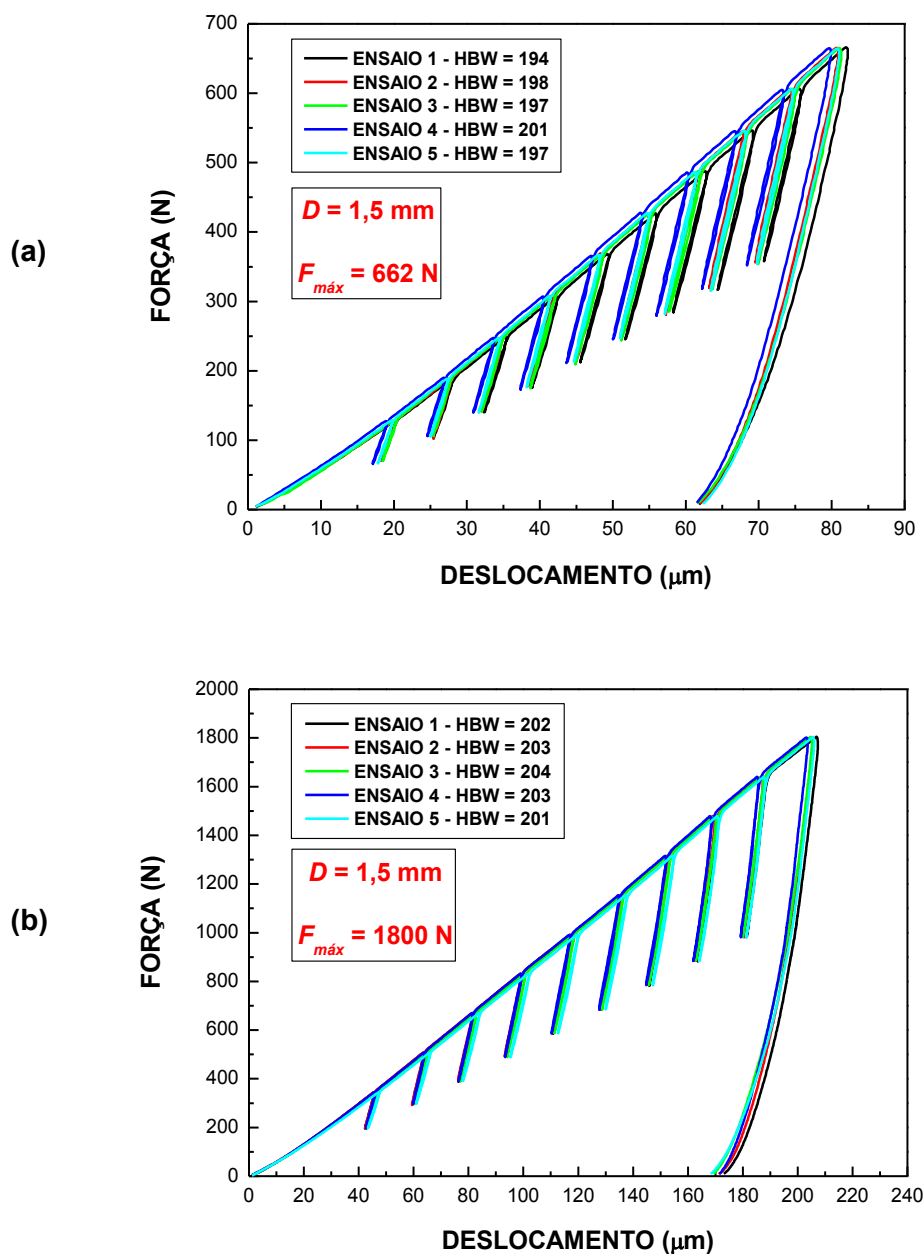


Figura 4.97 – Resultados dos ensaios de macroindentação instrumentada realizados no CP2 do aço L80: (a) ensaios com penetrador de 1,5 mm e força máxima de 662 N e (b) ensaios com penetrador de 1,5 mm e força máxima de 1800 N.

As Figuras 4.98 e 4.99 mostram os resultados dos ensaios de tração, com as curvas “tensão *versus* deformação” de engenharia e real, respectivamente. O trecho de escoamento descontínuo (banda de Lüders) foi eliminado nas curvas “tensão real *versus* deformação real”.

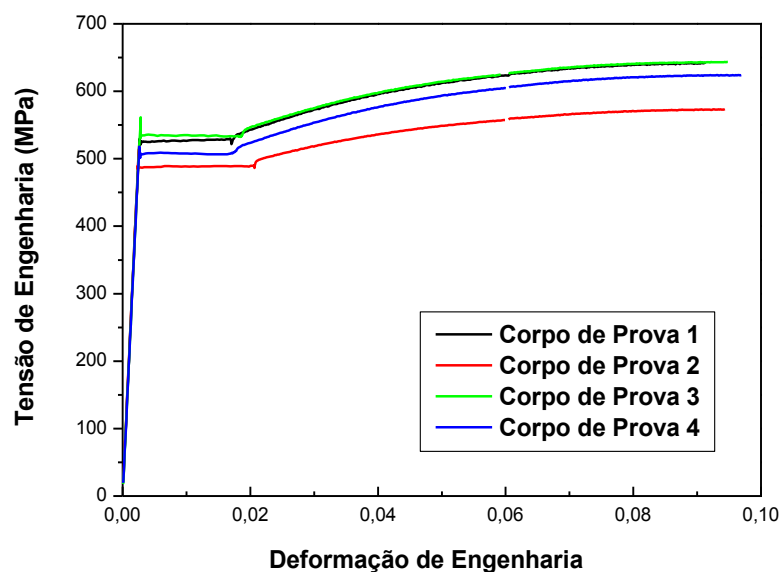


Figura 4.98 – Curvas “tensão de engenharia *versus* deformação de engenharia” para os ensaios de tração realizados nos quatro corpos de prova do aço L80. As curvas estão representadas até o ponto de máxima força.

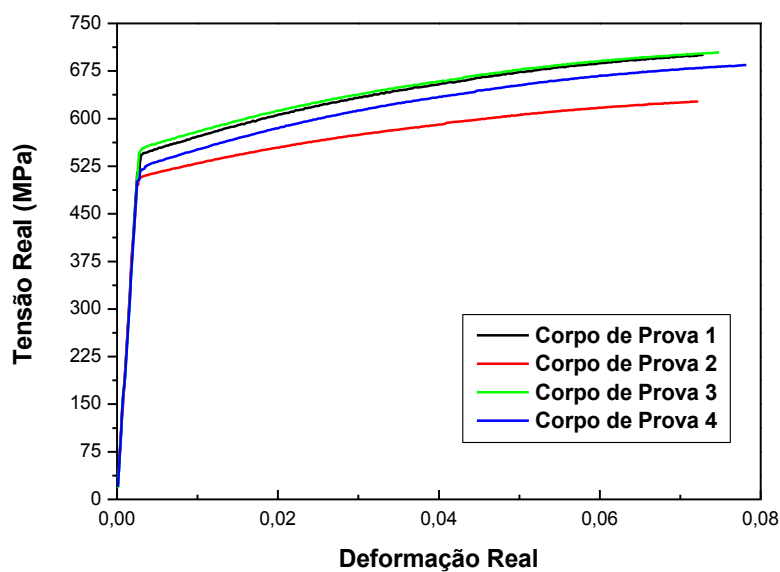


Figura 4.99 – Curvas “tensão real *versus* deformação real”, sem o patamar de escoamento descontínuo, para os ensaios de tração realizados nos quatro corpos de prova do aço L80.

A análise fractográfica do CP2 do aço L80, mostrada na Fig. 4.100, indica que a fratura ao final do ensaio de tração ocorreu por coalescimento de microcavidades (*dimples*), caracterizando-a como predominantemente dúctil.

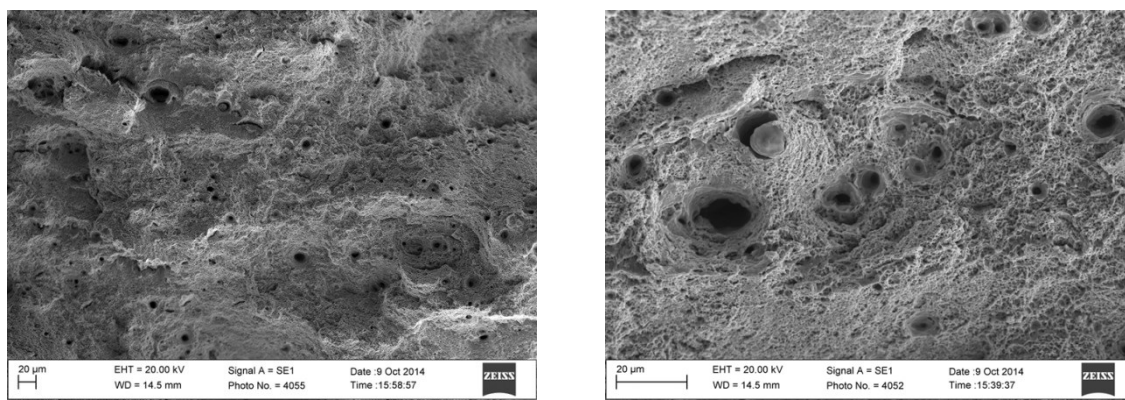


Figura 4.100 – Imagens de elétrons secundários obtidas em MEV da superfície de fratura do CP2 do aço L80, após o ensaio de tração.

Os principais resultados dos ensaios de tração realizados nos quatro corpos de prova do aço L80 estão resumidos na Tab. 4.38.

Tabela 4.38 – Resultados dos ensaios de tração realizados nos CP's do aço L80.

Corpo de Prova	Módulo de Elasticidade (GPa)	Limite de Escoamento (MPa)	Limite de Resistência (MPa)	Expoente de Encruamento*
CP1	203	526	643	0,073
CP2	202	488	573	0,072
CP3	202	535	643	0,075
CP4	200	508	624	0,078
Média	202	514	621	0,075
IC (95%)**	2	33	52	0,004

* Expoente de encruamento determinado utilizando a relação $n = \varepsilon_{ru}$ e as curvas “tensão real *versus* deformação real”, sem o patamar de escoamento descontínuo, mostradas na Fig. 4.99.

** Intervalo de confiança de 95% para o verdadeiro valor da média.

Os limites de escoamento médio (514 MPa) e de resistência médio (621 MPa), mostrados na Tab. 4.38, não estão dentro das faixas indicadas no catálogo do fabricante (V&M, 2014) para um aço L80 (σ_{YS} : mín. de 552 MPa e máx. de 655 MPa; σ_{UTS} : mín. de 655 MPa). Isso pode ser o indicativo de alguma falha na execução dos ensaios de tração deste material ou, então, de que o aço fornecido não é um L80.

As Tabelas 4.39 à 4.46 mostram os valores das propriedades mecânicas determinados a partir dos ensaios de macroindentação instrumentada, comparados aos valores obtidos nos ensaios convencionais (dureza e tração), para o aço L80, de forma semelhante à apresentada para o aço API 5L X65.

Tabela 4.39 – Durezas Brinell (*HBW*) calculadas a partir dos ensaios de macroindentação instrumentada, com forças máximas de **662 N** e **1800 N**, para os quatro corpos de prova do aço L80 usados nos ensaios de tração.

Corpo de Prova	Durômetro*	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 662 \text{ N}$)		Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 1800 \text{ N}$)	
		<i>HBW</i>	<i>HBW</i> **	<i>HBW</i> **	Erro (%)
CP1	200±3	205±7	2,5	210±3	5,0
CP2	192±7	197±3	2,6	203±1	5,7
CP3	188±3	193±2	2,7	200±4	6,4
CP4	195±6	200±4	2,6	203±2	4,1
Média	194±3	199±2	2,6	204±2	5,2

* A dureza Brinell foi obtida a partir da dureza Vickers (HV10), determinada em ensaio no durômetro, através de conversão conforme a norma ISO 18265 (2013).

** Corresponde à dureza de indentação (H_{ABI}).

Tabela 4.40 – Limites de escoamento (σ_{YS}) calculados utilizando o “Modelo de Haggag *et al.*”, a partir dos ensaios de macroindentação realizados com o penetrador esférico de 1,5 mm e forças máxima de **662 N** e **1800 N**, para os quatro corpos de prova do aço L80 usados nos ensaios de tração.

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 662 \text{ N}$)			
		$\sigma_{YS} = 0,2285.A$		$\sigma_{YS} = 0,4799.A - 331$	
	σ_{YS} (MPa)	σ_{YS} (MPa)	Erro (%)	σ_{YS} (MPa)	Erro (%)
CP1	526	433±11	-17,7	579±23	10,1
CP2	488	414±4	-15,2	539±10	10,5
CP3	535	418±9	-21,9	548±20	2,4
CP4	508	429±10	-15,6	571±21	12,4
Média	514±33	424±5	-17,5	559±10	8,8

Tabela 4.40 – Continuação.

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 1800 \text{ N}$)			
		$\sigma_{YS} = 0,2285.A$		$\sigma_{YS} = 0,4551.A - 346$	
		$\sigma_{YS} \text{ (MPa)}$	Erro (%)	$\sigma_{YS} \text{ (MPa)}$	Erro (%)
CP1	526	461±4	-12,4	573±8	8,9
CP2	488	431±5	-11,7	513±9	5,1
CP3	535	448±8	-16,3	547±17	2,2
CP4	508	452±11	-11,0	554±21	9,1
Média	514±33	448±6	-12,8	547±12	6,4

Tabela 4.41 – Limites de resistência (σ_{UTS}) calculados utilizando o “Modelo de Haggag *et al.*”, a partir dos ensaios de macroindentação realizados com o penetrador esférico de 1,5 mm e forças máximas de **662 N** e **1800 N**, para os quatro corpos de prova do aço L80 usados nos ensaios de tração.

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 662 \text{ N}$)					
		$\alpha_m = 1,200$		$\alpha_m = 1,006$		$\sigma_{UTS} = 0,4229.A - 121$	
		$\sigma_{UTS} \text{ (MPa)}$	Erro (%)	$\sigma_{UTS} \text{ (MPa)}$	Erro (%)	$\sigma_{UTS} \text{ (MPa)}$	Erro (%)
CP1	643	559±8	-13,1	664±10	3,3	681±20	5,9
CP2	573	530±8	-7,5	630±9	9,9	646±8	12,7
CP3	643	520±7	-19,1	619±6	-3,7	654±17	1,7
CP4	624	529±7	-15,2	631±7	1,1	674±18	8,0
Média	621±52	535±8	-13,8	636±8	2,4	664±9	6,9

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 1800 \text{ N}$)					
		$\alpha_m = 1,200$		$\alpha_m = 1,089$		$\sigma_{UTS} = 0,4019.A - 136$	
		$\sigma_{UTS} \text{ (MPa)}$	Erro (%)	$\sigma_{UTS} \text{ (MPa)}$	Erro (%)	$\sigma_{UTS} \text{ (MPa)}$	Erro (%)
CP1	643	595±6	-7,5	661±6	2,8	675±7	5,0
CP2	573	561±2	-2,1	621±2	8,4	622±9	8,6
CP3	643	584±9	-9,2	646±10	0,5	652±15	1,4
CP4	624	586±6	-6,1	649±8	4,0	659±19	5,6
Média	621±52	581±6	-6,4	644±7	3,7	652±10	5,0

Tabela 4.42 – Expoentes de encruamento (n) calculados utilizando o “Modelo de Haggag *et al.*”, a partir dos ensaios de macroindentação realizados com o penetrador esférico de 1,5 mm e forças máximas de **662 N** e **1800 N**, para os quatro corpos de prova do aço L80 usados nos ensaios de tração.

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 662 \text{ N}$)			
		$\alpha_m = 1,200$ e $\sigma_{YS} = 0,2285.A$		$\alpha_m = 1,006$ e $\sigma_{YS} = 0,4799.A - 331$	
		n	Erro (%)	n	Erro (%)
CP1	0,073	0,093±0,003	27,4	0,062±0,006	-15,1
CP2	0,072	0,092±0,004	27,8	0,068±0,006	-5,6
CP3	0,075	0,086±0,008	14,7	0,060±0,011	-20,0
CP4	0,078	0,083±0,008	6,4	0,053±0,011	-32,1
Média	0,075±0,004	0,088±0,003	17,3	0,061±0,004	-18,7

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 1800 \text{ N}$)			
		$\alpha_m = 1,200$ e $\sigma_{YS} = 0,2285.A$		$\alpha_m = 1,089$ e $\sigma_{YS} = 0,4551.A - 346$	
		n	Erro (%)	n	Erro (%)
CP1	0,073	0,091±0,003	24,7	0,061±0,004	-16,4
CP2	0,072	0,095±0,003	31,9	0,076±0,004	5,6
CP3	0,075	0,096±0,002	28,0	0,071±0,005	-5,3
CP4	0,078	0,095±0,004	21,8	0,068±0,007	-12,8
Média	0,075±0,004	0,094±0,002	25,3	0,069±0,003	-8,0

Tabela 4.43 – Limites de escoamento (σ_{YS}) calculados utilizando correlações com a dureza, para os quatro corpos de prova do aço L80 usados nos ensaios de tração.

Corpo de Prova	Ensaio de Tração σ_{YS} (MPa)	Estimativa a partir de Correlações com a Dureza			
		Cahoon <i>et al.</i> (1971) Eq. (2.27)		Pavlina e Tyne (2008) Eq. (2.28)	
		σ_{YS} (MPa)	Erro (%)	σ_{YS} (MPa)	Erro (%)
CP1	526	610±28	16,0	528±22	0,4
CP2	488	581±11	19,1	508±10	4,1
CP3	535	579±16	8,2	494±6	-7,7
CP4	508	610±15	20,1	516±13	1,6
Média	514±33	595±10	15,8	512±8	-0,4

Tabela 4.44 – Limites de resistência (σ_{UTS}) calculados utilizando correlações com a dureza, para os quatro corpos de prova do aço L80 usados nos ensaios de tração.

Corpo de Prova	Ensaio de Tração σ_{UTS} (MPa)	Estimativa a partir de Correlações com a Dureza					
		Tabor (1951) Eq. (2.24)		Cahoon (1972) Eq. (2.26)		Pavlina e Tyne (2008) Eq. (2.29)	
		σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)	σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)	σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)
CP1	643	675±24	5,0	673±24	4,7	704±28	9,5
CP2	573	652±11	13,8	650±11	13,4	677±13	18,2
CP3	643	638±7	-0,8	637±7	-0,9	660±8	2,6
CP4	624	663±13	6,3	663±13	6,3	688±16	10,3
Média	621±52	657±8	5,8	656±8	5,6	682±10	9,8

Corpo de Prova	Ensaio de Tração σ_{UTS} (MPa)	Estimativa a partir de Correlações com a Dureza			
		Callister (2000) Eq. (2.32)		ISO 18265 (2013)	
		σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)	σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)
CP1	643	706±24	9,8	691±23	7,5
CP2	573	681±11	18,8	669±11	16,8
CP3	643	667±8	3,7	653±9	1,6
CP4	624	691±13	10,7	678±13	8,7
Média	621±52	686±9	10,5	673±8	8,4

Tabela 4.45 – Limites de escoamento (σ_{YS}) calculados utilizando a correlação com a dureza de indentação, expressa pela Eq. (4.5), para os quatro corpos de prova do aço L80 usados nos ensaios de tração. São apresentados os resultados obtidos a partir dos ensaios de macroindentação realizados com forças máximas de **662 N** e **1800 N**.

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 662 \text{ N}$)	
		Estimativa a partir da Eq. (4.5)	
		$\sigma_{YS} = 3,885 \cdot H_{ABI} - 227$	
	$\sigma_{YS} \text{ (MPa)}$	$\sigma_{YS} \text{ (MPa)}$	Erro (%)
CP1	526	568±27	8,0
CP2	488	540±12	10,7
CP3	535	524±9	-2,1
CP4	508	551±15	8,5
Média	514±33	546±10	6,2

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 1800 \text{ N}$)	
		Estimativa a partir da Eq. (4.5)	
		$\sigma_{YS} = 3,815 \cdot H_{ABI} - 235$	
	$\sigma_{YS} \text{ (MPa)}$	$\sigma_{YS} \text{ (MPa)}$	Erro (%)
CP1	526	567±11	7,8
CP2	488	538±5	10,2
CP3	535	529±14	-1,1
CP4	508	538±9	5,9
Média	514±33	543±8	5,6

Tabela 4.46 – Limites de resistência (σ_{UTS}) calculados utilizando a correlação com a dureza de indentação, expressa pela Eq. (4.6), para os quatro corpos de prova do aço L80 usados nos ensaios de tração. São apresentados os resultados obtidos a partir dos ensaios de macroindentação realizados com forças máximas de **662 N** e **1800 N**.

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 662 \text{ N}$)	
		Estimativa a partir da Eq. (4.6)	
		$\sigma_{UTS} = 3,410 \cdot H_{ABI} - 27$	
	$\sigma_{UTS} \text{ (MPa)}$	$\sigma_{UTS} \text{ (MPa)}$	Erro (%)
CP1	643	671±23	4,4
CP2	573	646±11	12,7
CP3	643	632±8	-1,7
CP4	624	656±13	5,1
Média	621±52	651±8	4,8

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 1800 \text{ N}$)	
		Estimativa a partir da Eq. (4.6)	
		$\sigma_{UTS} = 3,361 \cdot H_{ABI} - 36$	
	$\sigma_{UTS} \text{ (MPa)}$	$\sigma_{UTS} \text{ (MPa)}$	Erro (%)
CP1	643	670±10	4,2
CP2	573	645±5	12,6
CP3	643	637±12	-0,9
CP4	624	645±8	3,4
Média	621±52	649±7	4,5

4.13.3 Aço P110

A Tabela 4.47 apresenta a composição química do aço P110.

Tabela 4.47 – Composição química do aço P110 (% em peso).

C	S	P	Mn	Si	Cr	Mo	Al	V	Ti	Co
0,248	0,007	0,010	1,053	0,225	0,326	0,052	0,023	0,003	0,027	0,003

A Figura 4.101 apresenta o resultado da medição de dureza Vickers (HV10) ao longo da espessura de uma amostra removida do tubo, mostrando que não há evidência da existência de gradiente de dureza ao longo da espessura.

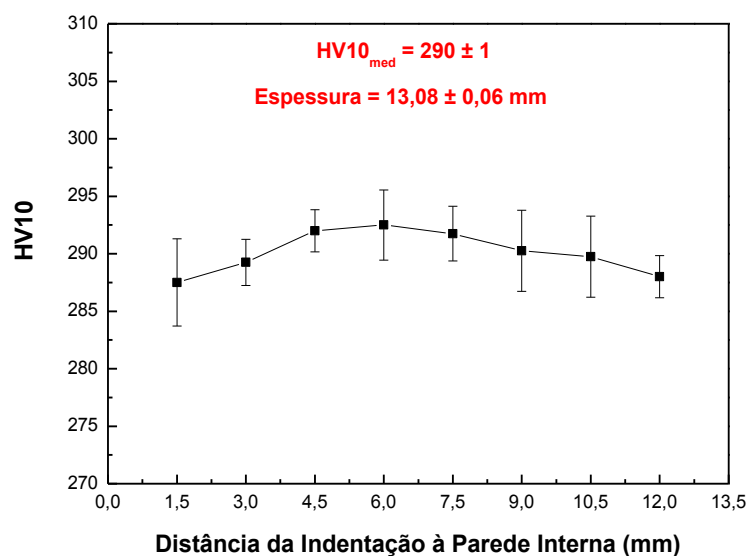


Figura 4.101 – Perfil de dureza ao longo da espessura da amostra do aço P110. Os intervalos de 95% de confiança para o verdadeiro valor da média estão indicados pelas barras verticais. Também estão indicadas a espessura média e a dureza média ($HV10_{med}$), com os respectivos intervalos de confiança (95%).

As fotomicrografias do aço P110 são mostradas na Fig. 4.102. Não foram identificadas diferenças significativas na microestrutura ao longo da espessura da amostra deste aço, corroborando a constatação de que não há gradiente de dureza ao longo da espessura do tubo.

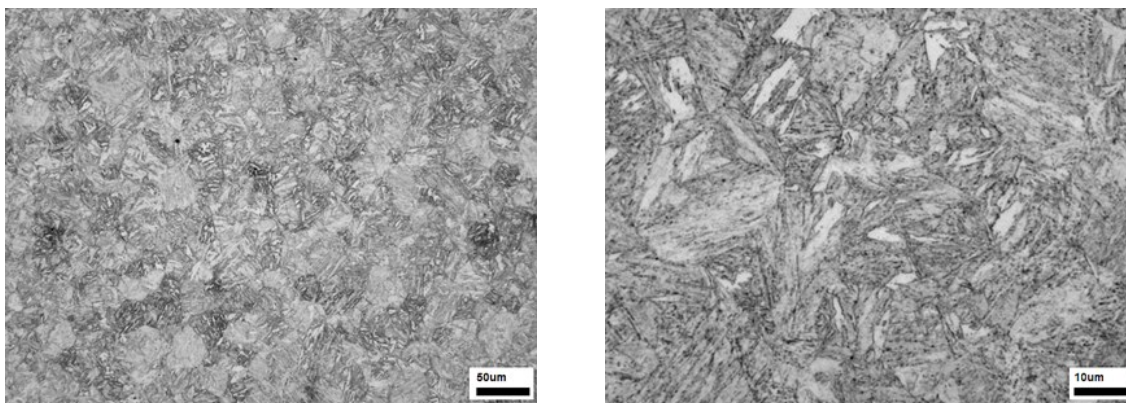


Figura 4.102 – Fotomicrografias do aço P110 (ataque químico: Nital 2% - 10 segundos).

A Tabela 4.48 apresenta o resultado da medição de dureza nos quatro corpos de prova (CPs) utilizados nos ensaios de tração do aço P110.

Tabela 4.48 – Resultados das medições de dureza nos CPs de tração do aço P110.

Ensaio	CP1		CP2		CP3		CP4	
	HV10	HBW	HV10	HBW	HV10	HBW	HV10	HBW
1	288	274	276	262	297	282	292	278
2	294	279	286	272	299	284	276	262
3	299	284	282	268	300	285	264	251
4	284	270	287	273	286	272	287	273
5	292	278	289	275	281	267	292	278
Média	291	277	284	270	293	278	282	268
IC (95%)*	7	7	6	6	11	10	15	15

* Intervalo de confiança de 95% para o verdadeiro valor da média.

As curvas “força *versus* deslocamento” obtidas nos ensaios de macroindentação instrumentada realizados no CP3, para a única condição de ensaio testada neste material (força máxima de 1200 N), são mostradas na Fig. 4.103. Assim como os resultados obtidos para o aço L80, as curvas para o aço P110 praticamente sobrepõem-se, atingindo aproximadamente a mesma profundidade máxima de indentação, evidenciando que não há gradiente de propriedades mecânicas significativo no corpo de prova.

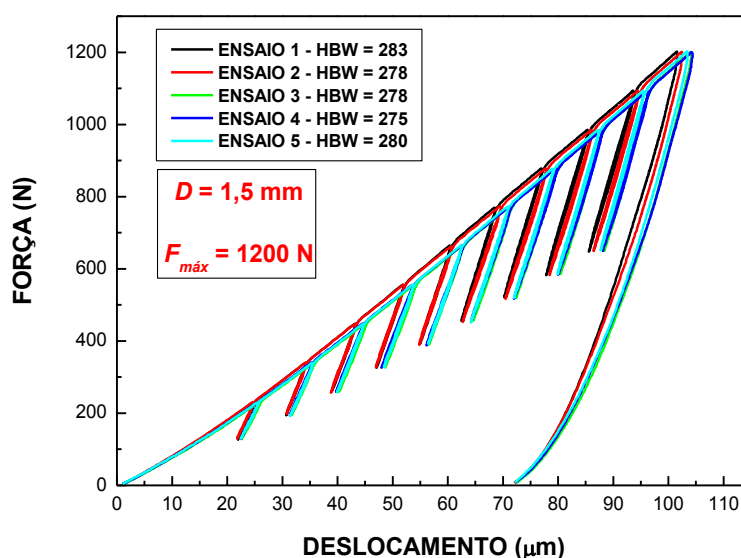


Figura 4.103 – Resultados dos ensaios de macroindentação instrumentada realizados no CP3 do aço P110. Ensaio com penetrador de 1,5 mm e força máxima de 1200 N.

A Figura 4.104 mostra os resultados dos ensaios de tração, com as curvas “tensão de engenharia *versus* deformação de engenharia” para os quatro corpos de prova do aço P110. A Figura 4.105 apresenta uma ampliação das curvas da Fig. 4.104, na região de início da deformação plástica, mostrando a existência de pequenos trechos de escoamento descontínuo (banda de Lüders), significativamente menores que os trechos verificados nos aços API 5L X65 e L80. As curvas “tensão real *versus* deformação real”, já com a eliminação do escoamento descontínuo, são mostradas na Fig. 4.106.

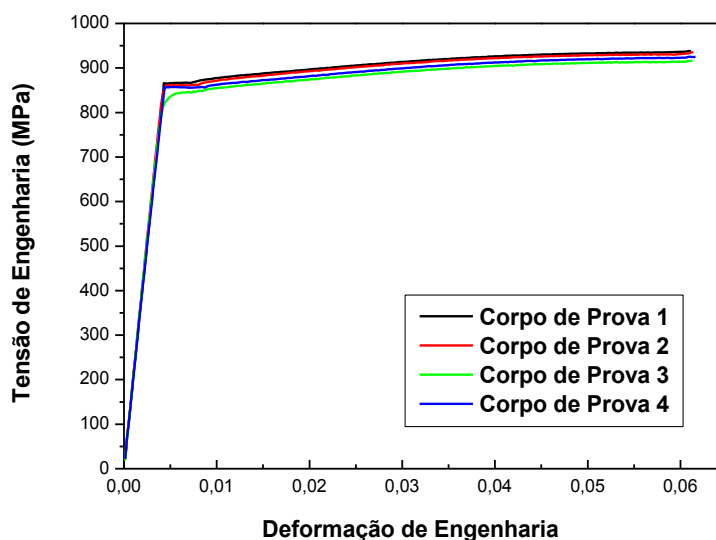


Figura 4.104 – Curvas “tensão de engenharia *versus* deformação de engenharia” para os ensaios de tração realizados nos quatro corpos de prova do aço P110. As curvas estão representadas até o ponto de máxima força.

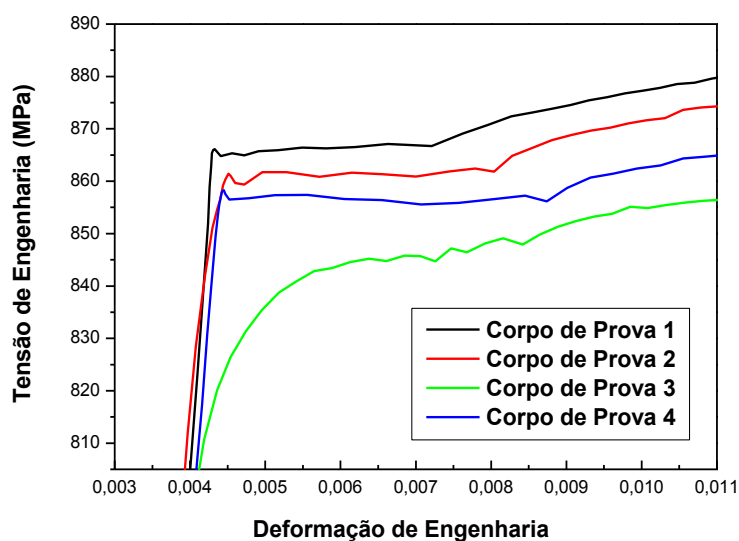


Figura 4.105 – Ampliação da região de início de deformação plástica das curvas “tensão de engenharia *versus* deformação de engenharia” mostradas na Fig. 4.104.

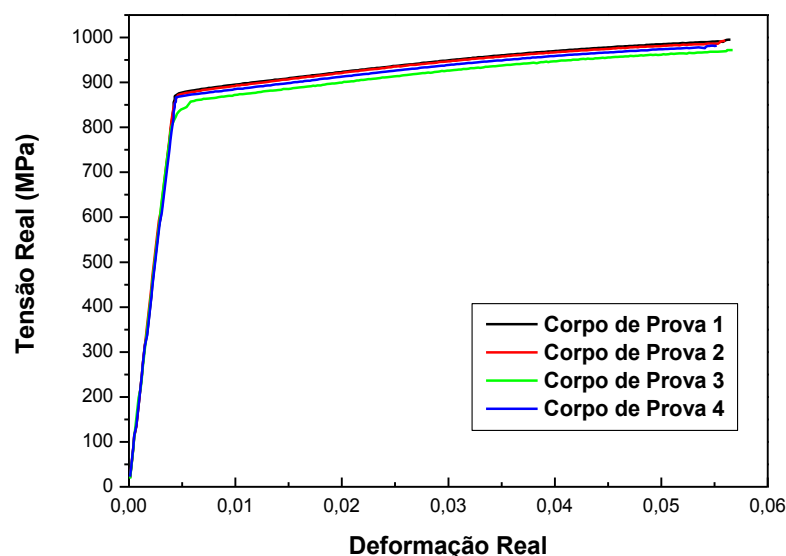


Figura 4.106 – Curvas “tensão real *versus* deformação real”, sem o patamar de escoamento descontínuo, para os ensaios de tração realizados nos quatro corpos de prova do aço P110.

A análise fractográfica do CP2 do aço P110, mostrada na Fig. 4.107, indica que a fratura ao final do ensaio de tração possui características mistas de comportamentos dúctil e frágil. Em baixas ampliações (Fig. 4.107 (a) e (b)), a fratura apresenta trincas radiais de grandes dimensões. Porém, observa-se a presença de microcavidades (*dimples*), típicas de fratura dúctil, quando ampliações maiores são utilizadas (Fig. 4.107 (c) e (d)). Não há indícios de fratura frágil por clivagem, pois não se verifica a presença de facetas correspondentes aos planos cristalográficos nos quais a trinca se propaga.

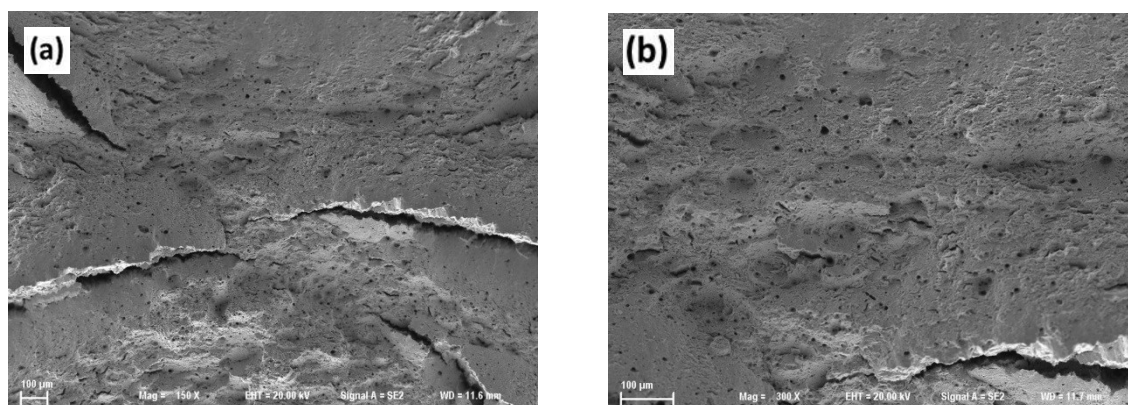


Figura 4.107 – Imagens de elétrons secundários obtidas em MEV da superfície de fratura do CP2 do aço P110, após o ensaio de tração.

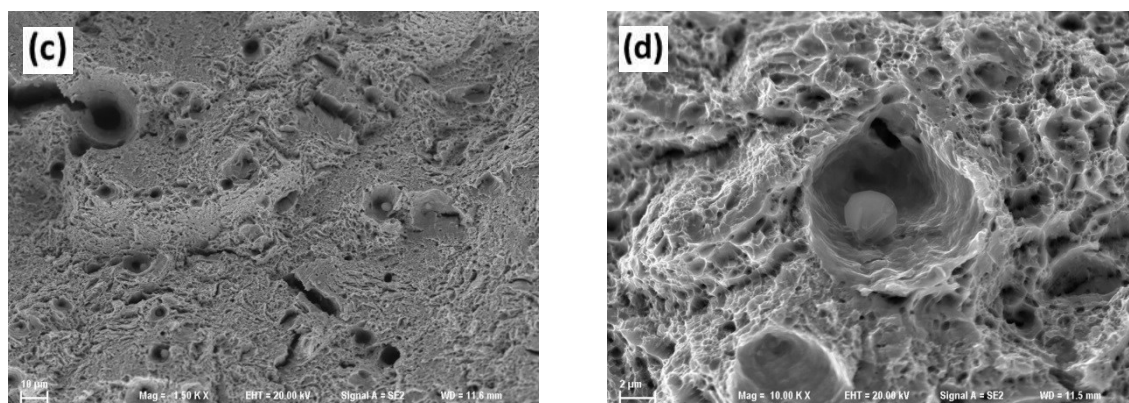


Figura 4.107 – Continuação.

Os principais resultados dos ensaios de tração realizados nos quatro corpos de prova do aço P110 estão resumidos na Tab. 4.49.

Tabela 4.49 – Resultados dos ensaios de tração realizados nos CP's do aço P110.

Corpo de Prova	Módulo de Elasticidade (GPa)	Limite de Escoamento (MPa)	Limite de Resistência (MPa)	Expoente de Encruamento*
CP1	204	867	938	0,057
CP2	208	862	936	0,056
CP3	208	845	916	0,057
CP4	200	856	925	0,055
Média	205	857	929	0,056
IC (95%)**	6	15	16	0,001

* Expoente de encruamento determinado utilizando a relação $n = \varepsilon_{r,u}$ e as curvas “tensão real *versus* deformação real”, sem o patamar de escoamento descontínuo, mostradas na Fig. 4.106.

** Intervalo de confiança de 95% para o verdadeiro valor da média.

Os limites de escoamento médio (857 MPa) e de resistência médio (929 MPa), mostrados na Tab. 4.49, estão dentro das faixas indicadas pelo catálogo do fabricante (V&M, 2014) para um aço P110 (σ_{YS} : mín. de 758 MPa e máx. de 965 MPa; σ_{UTS} : mín. de 862 MPa).

As Tabelas 4.50 à 4.57 mostram os valores das propriedades mecânicas determinados a partir dos ensaios de macroindentação instrumentada, comparados aos valores obtidos nos ensaios convencionais (dureza e tração), para o aço P110, de forma semelhante à apresentada para os aços API 5L X65 e L80. Destaca-se que todos os ensaios de macroindentação instrumentada realizados nos corpos de prova de tração do aço P110 utilizaram $D = 1,5 \text{ mm}$ e $F_{m\acute{a}x} = 1200 \text{ N}$.

Tabela 4.50 – Durezas Brinell (HBW) calculadas a partir dos ensaios de macroindentação instrumentada, com forças máximas de **1200 N**, para os quatro corpos de prova do aço P110 usados nos ensaios de tração.

Corpo de Prova	Durômetro*	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 1200 \text{ N}$)	
	HBW	HBW^{**}	Erro (%)
CP1	277±5	279±3	0,7
CP2	270±5	271±3	0,4
CP3	278±8	279±4	0,4
CP4	268±12	273±6	1,9
Média	273±4	276±2	1,1

* A dureza Brinell foi obtida a partir da dureza Vickers (HV_{10}), determinada em ensaio no durômetro, através de conversão conforme a norma ISO 18265 (2013).

** Corresponde à dureza de indentação (H_{ABI}).

Tabela 4.51 – Limites de escoamento (σ_{YS}) calculados utilizando o “Modelo de Haggag *et al.*”, a partir dos ensaios de macroindentação realizados com o penetrador esférico de 1,5 mm e força máxima de **1200 N**, para os quatro corpos de prova do aço P110 usados nos ensaios de tração.

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 1200 \text{ N}$)			
		$\sigma_{YS} = 0,2285.A$		$\sigma_{YS} = 0,4543.A - 308$	
	$\sigma_{YS} \text{ (MPa)}$	$\sigma_{YS} \text{ (MPa)}$	Erro (%)	$\sigma_{YS} \text{ (MPa)}$	Erro (%)
CP1	867	585±9	-32,5	854±18	-1,5
CP2	862	582±9	-32,5	848±18	-1,6
CP3	845	581±7	-31,2	846±14	0,1
CP4	856	590±5	-31,1	865±9	1,1
Média	857±15	584±3	-31,9	853±6	-0,5

Tabela 4.52 – Limites de resistência (σ_{UTS}) calculados utilizando o “Modelo de Haggag *et al.*”, a partir dos ensaios de macroindentação realizados com o penetrador esférico de 1,5 mm e força máxima de **1200 N**, para os quatro corpos de prova do aço P110 usados nos ensaios de tração.

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 1200 \text{ N}$)					
		$\alpha_m = 1,200$		$\alpha_m = 1,058$		$\sigma_{UTS} = 0,4014.A - 103$	
		σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)	σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)	σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)
CP1	938	769±15	-18,0	906±11	-3,4	924±16	-1,5
CP2	936	760±14	-18,8	897±11	-4,2	919±16	-1,8
CP3	916	776±9	-15,3	912±8	-0,4	917±13	0,1
CP4	925	775±13	-16,2	916±9	-1,0	933±8	0,9
Média	929±16	770±5	-17,1	908±5	-2,3	923±6	-0,6

Tabela 4.53 – Expoentes de encruamento (n) calculados utilizando o “Modelo de Haggag *et al.*”, a partir dos ensaios de macroindentação realizados com o penetrador esférico de 1,5 mm e força máxima de **1200 N**, para os quatro corpos de prova do aço P110 usados nos ensaios de tração.

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 1200 \text{ N}$)			
		$\alpha_m = 1,200 \text{ e } \sigma_{YS} = 0,2285.A$		$\alpha_m = 1,058 \text{ e } \sigma_{YS} = 0,4543.A - 308$	
		n	Erro (%)	n	Erro (%)
CP1	0,057	0,098±0,007	71,9	0,039±0,009	-31,6
CP2	0,056	0,097±0,007	73,2	0,038±0,008	-32,1
CP3	0,057	0,102±0,005	78,9	0,041±0,009	-28,1
CP4	0,055	0,097±0,006	76,4	0,037±0,007	-32,7
Média	0,056±0,001	0,098±0,002	75,0	0,039±0,003	-30,4

As Tabelas 4.54 e 4.55 apresentam as estimativas dos limites de escoamento e de resistência para o aço P110 calculadas usando correlações com a dureza. Para este aço, como uma única condição de ensaio foi analisada ($D = 1,5$ mm e $F_{m\acute{a}x} = 1200$ N), as durezas (coluna 3 da Tab. 4.50) e os expoentes de encruamento (coluna 5 da Tab. 4.53) obtidos nos ensaios nesta condição foram considerados como dados de entrada para o cálculo dos valores mostrados nas Tabelas 4.54 e 4.55.

Tabela 4.54 – Limites de escoamento (σ_{YS}) calculados utilizando correlações com a dureza, para os quatro corpos de prova do aço P110 usados nos ensaios de tração.

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Estimativa a partir de Correlações com a Dureza			
	σ_{YS} (MPa)	Cahoon <i>et al.</i> (1971) Eq. (2.27)		Pavlina e Tyne (2008) Eq. (2.28)	
		σ_{YS} (MPa)	Erro (%)	σ_{YS} (MPa)	Erro (%)
CP1	867	878±16	1,3	754±9	-13,0
CP2	862	853±18	-1,0	728±8	-15,5
CP3	845	873±27	3,3	753±12	-13,7
CP4	856	864±11	0,9	736±18	-14,0
Média	857±15	867±8	1,2	743±7	-13,3

Tabela 4.55 – Limites de resistência (σ_{UTS}) calculados utilizando correlações com a dureza, para os quatro corpos de prova do aço P110 usados nos ensaios de tração.

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Estimativa a partir de Correlações com a Dureza					
	σ_{UTS} (MPa)	Tabor (1951) Eq. (2.24)		Cahoon (1972) Eq. (2.26)		Pavlina e Tyne (2008) Eq. (2.29)	
		σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)	σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)	σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)
CP1	938	930±9	-0,9	930±9	-0,9	997±12	6,3
CP2	936	902±10	-3,6	902±10	-3,6	964±11	3,0
CP3	916	927±17	1,2	927±17	-1,2	995±16	8,6
CP4	925	912±16	-1,4	911±16	-1,5	974±23	5,3
Média	929±16	918±7	-1,2	917±7	-1,3	982±9	5,7

Tabela 4.55 – Continuação.

Corpo de Prova	Ensaio de Tração σ_{UTS} (MPa)	Estimativa a partir de Correlações com a Dureza			
		Callister (2000) Eq. (2.32)		ISO 18265 (2013)	
		σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)	σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)
CP1	938	963±9	2,7	945±12	0,7
CP2	936	934±10	-0,2	914±8	-2,4
CP3	916	962±13	5,0	943±15	2,9
CP4	925	943±20	1,9	924±20	0,1
Média	929±16	951±8	2,4	932±8	0,3

Tabela 4.56 – Limites de escoamento (σ_{YS}) calculados utilizando a correlação com a dureza de indentação, expressa pela Eq. (4.5), para os quatro corpos de prova do aço P110 usados nos ensaios de tração. São apresentados os resultados obtidos a partir dos ensaios de macroindentação realizados com força máxima de **1200 N**.

Corpo de Prova	Ensaio de Tração σ_{YS} (MPa)	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 1200 \text{ N}$)	
		Estimativa a partir da Eq. (4.5) $\sigma_{YS} = 3,755 \cdot H_{ABI} - 227$	
		σ_{YS} (MPa)	Erro (%)
CP1	867	821±10	-5,3
CP2	862	790±11	-8,4
CP3	845	820±14	-2,9
CP4	856	800±22	-6,5
Média	857±15	808±8	-5,7

Tabela 4.57 – Limites de resistência (σ_{UTS}) calculados utilizando a correlação com a dureza de indentação, expressa pela Eq. (4.6), para os quatro corpos de prova do aço P110 usados nos ensaios de tração. São apresentados os resultados obtidos a partir dos ensaios de macroindentação realizados com força máxima de **1200 N**.

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 1200 \text{ N}$)	
		Estimativa a partir da Eq. (4.6)	
		$\sigma_{UTS} = 3,300 \cdot H_{ABI} - 27$	
	$\sigma_{UTS} \text{ (MPa)}$	$\sigma_{UTS} \text{ (MPa)}$	Erro (%)
CP1	938	894±8	-4,7
CP2	936	867±9	-7,4
CP3	916	893±12	-2,5
CP4	925	875±19	-5,4
Média	929±16	882±7	-5,1

4.13.4 Aço ABNT 8550

A Tabela 4.58 apresenta a composição química do aço ABNT 8550. A barra deste material usada no presente trabalho pertence ao mesmo lote utilizado por da Silva (2008) e Ferreira (2010) e, por conseguinte, foi considerada a composição química determinada por da Silva (2008).

Tabela 4.58 – Composição química do aço ABNT 8550 (% em peso) (DA SILVA, 2008).

C	S	P	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	Al	Cu	Nb	V
0,320	0,031	0,011	0,740	0,280	1,710	0,940	0,170	1,060	0,230	0,010	0,020

As Figuras 4.108 e 4.109 mostram os perfis de dureza Vickers (HV10) ao longo do diâmetro das amostras 1, 2, 3 e 4 do aço ABNT 8550, após têmpera e após têmpera e revenimento¹⁵, respectivamente. Como descrito no item 3.2.1 (ver Fig. 3.8), essas amostras foram utilizadas na realização de testes preliminares visando verificar a reprodutibilidade dos tratamentos térmicos.

¹⁵ Austenitização a 890°C por 1 hora, seguido de resfriamento em óleo e, posteriormente, revenimento a 640°C por 1 hora.

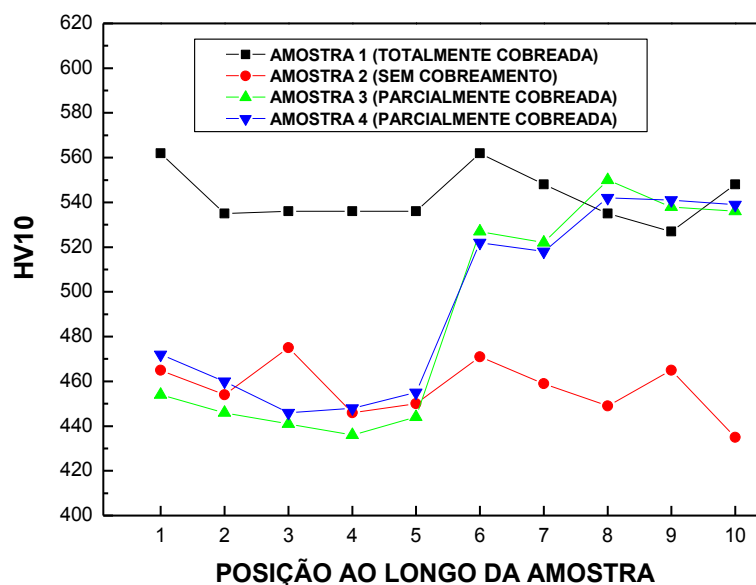


Figura 4.108 – Perfis de dureza Vickers (HV10) ao longo do diâmetro das amostras do aço ABNT 8550 utilizadas nos testes preliminares, após o tratamento térmico de têmpera. Para as amostras 3 e 4, as posições 1 a 5 estão localizadas na região não cobreada, enquanto que as posições 6 a 10 estão na região cobreada.

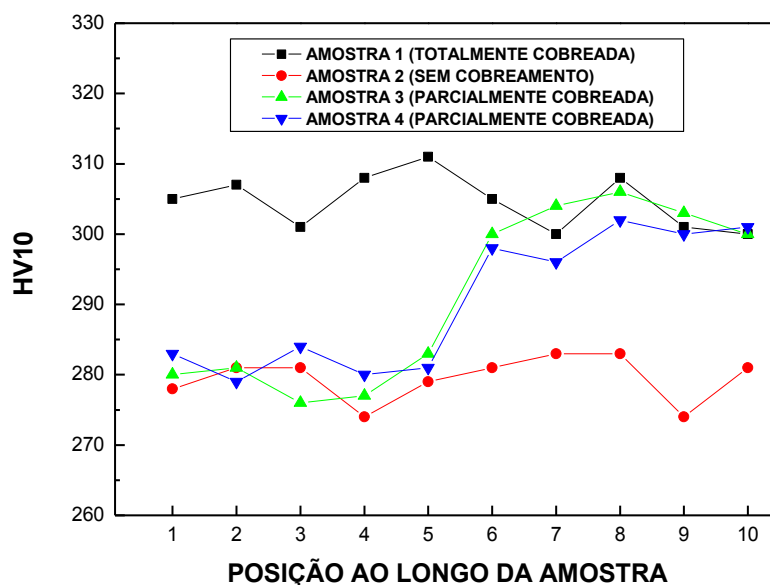


Figura 4.109 – Perfis de dureza Vickers (HV10) ao longo do diâmetro das amostras do aço ABNT 8550 utilizadas nos testes preliminares, após o tratamento de revenimento. Para as amostras 3 e 4, as posições 1 a 5 estão localizadas na região não cobreada, enquanto que as posições 6 a 10 estão na região cobreada.

A Tabela 4.59 apresenta a dureza média ao longo do diâmetro das amostras 1, 2, 3 e 4. Para as amostras 3 e 4, as durezas médias estão indicadas tanto para o lado cobreado como para o lado sem cobreamento.

Tabela 4.59 – Dureza média ao longo do diâmetro para as amostras 1, 2, 3 e 4 do aço ABNT 8550.

Amostra	Tratamento Térmico	Dureza Média (HV10) ao Longo do Diâmetro*
1	Têmpera	542±9
1	Revenimento	305±3
2	Têmpera	457±9
2	Revenimento	280±2
3	Têmpera (lado sem cobreamento)	444±8
3	Têmpera (lado com cobreamento)	534±13
3	Revenimento (lado sem cobreamento)	279±4
3	Revenimento (lado com cobreamento)	303±3
4	Têmpera (lado sem cobreamento)	456±13
4	Têmpera (lado com cobreamento)	532±14
4	Revenimento (lado sem cobreamento)	281±2
4	Revenimento (lado com cobreamento)	299±3

* Também estão indicados os intervalos de confiança de 95% para o verdadeiro valor da média.

A amostra totalmente cobreada atingiu durezas médias muito próximas dos valores obtidos por da Silva (2008), e utilizados por Ferreira (2010), que foram: 544 HV30 após a têmpera e 308 HV30 após o revenimento. O mesmo ocorreu nas regiões cobreadas das amostras 3 e 4. No entanto, as durezas médias na amostra 2 e nas regiões sem cobreamento das amostras 3 e 4 ficaram significativamente abaixo dos valores obtidos por da Silva (2008), evidenciando a ocorrência de descarbonetação superficial.

A Figura 4.110 apresenta os perfis de dureza Vickers (HV0,1) próximos à superfície das regiões cobreada e sem cobreamento da amostra 4. Fica claro que a profundidade de descarbonetação não é superior a 600 µm. Portanto, não foi necessário efetuar o cobreamento das superfícies das barras dos lotes 1 a 5 do aço ABNT 8550 para a

realização dos tratamentos térmicos, uma vez que, em função da pequena profundidade de decarbonetação e do fato dos corpos de prova de tração possuírem um diâmetro significativamente inferior ao diâmetro da barra, a camada decarbonetada foi removida na usinagem dos mesmos. Essa espessura de camada decarbonetada também não afeta as amostras submetidas à hidrogenação (gás H_2 pressurizado), já que o diâmetro destas é de 25,4 mm e, conseqüentemente, esta camada também foi totalmente removida na usinagem.

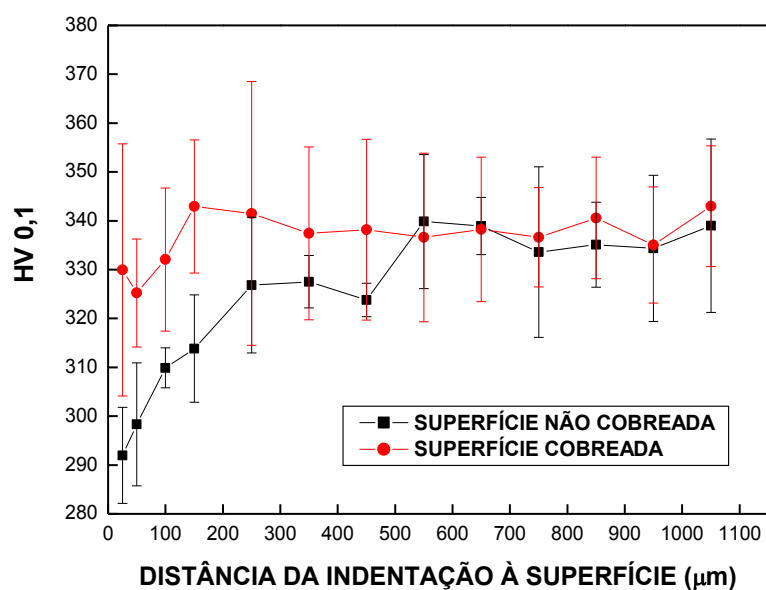


Figura 4.110 – Perfis de dureza Vickers ($HV_{0,1}$) próximos à superfície da amostra 4 do aço ABNT 8550, nas regiões cobreada e sem cobreamento. Medições realizadas após o tratamento térmico de revenimento.

As microestruturas obtidas após os tratamentos térmicos de têmpera e revenimento nas barras dos lotes 1 a 5 são mostradas na Fig. 4.111. Amostras dos cinco lotes foram analisadas (T1 a T5 referentes à têmpera e R1 a R5 referentes ao revenimento) e, conforme esperado, as amostras T1 a T5 apresentaram microestrutura martensítica e as amostras R1 a R5 apresentaram microestrutura típica de martensita revenida. Da Silva (2008), a partir de análises por difração de raios-X em amostras do aço ABNT 8550, submetidas ao mesmo tratamento térmico realizado no presente trabalho, verificou a ausência de austenita retida na microestrutura composta por martensita revenida.

Não houve diferença visível, ao microscópio ótico, entre as microestruturas para diferentes lotes, indicando assim a reprodutibilidade dos tratamentos térmicos.

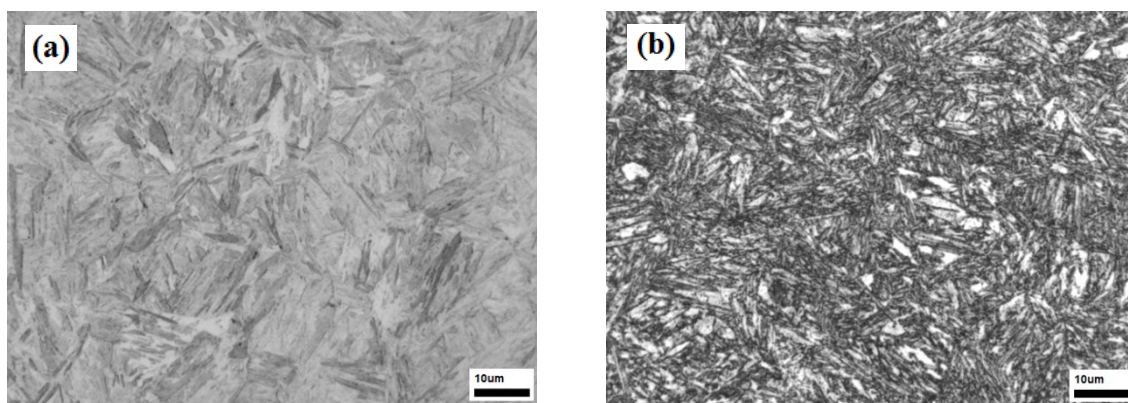


Figura 4.111 – Fotomicrografias do aço ABNT 8550 (a) temperado e (b) revenido (ataque químico: Nital 6% - 10 segundos).

A Figura 4.112 mostra o valor médio da dureza para cada lote de barra tratada, indicando que não houve variação significativa entre as durezas dos lotes para um mesmo tratamento, confirmando a reprodutibilidade dos tratamentos térmicos.

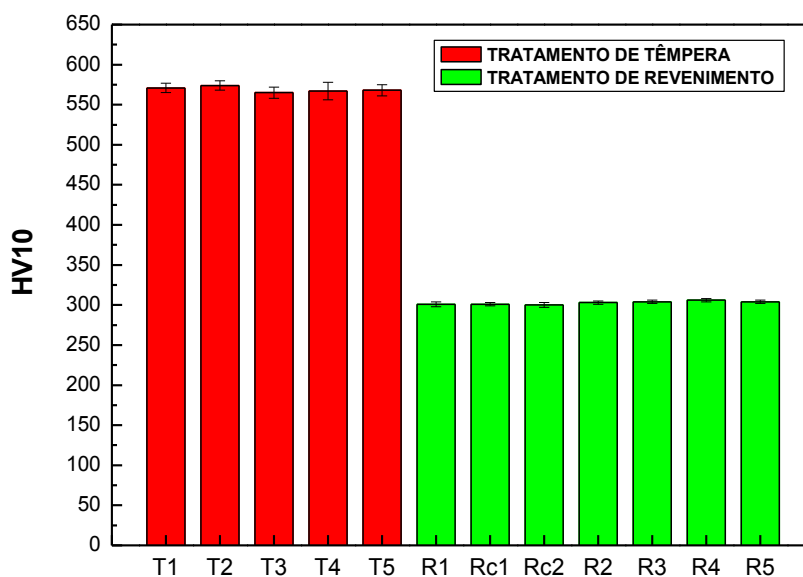


Figura 4.112 – Dureza média (HV10) de cada lote de barra do aço ABNT 8550, após têmpera (colunas vermelhas) e após têmpera e revenimento (colunas verdes).

A Figura 4.113 apresenta os perfis de dureza ao longo da seção transversal das amostras removidas das barras submetidas aos tratamentos térmicos (T1 a T5; R1 a R5;

Rc1 e Rc2). Verifica-se que a dureza manteve-se praticamente constante em todo o volume do material, cuja média foi de 569 HV10 para as amostras temperadas e 303 HV10 para as revenidas. Estes valores de dureza estão próximos daqueles obtidos por da Silva (2008) e Ferreira (2010), principalmente para as amostras revenidas, indicando que o tratamento térmico aproxima-se muito do realizado nos referidos trabalhos e, portanto, a comparação entre os resultados dos ensaios de macroindentação instrumentada do presente trabalho e aqueles obtidos por Ferreira (2010), para o aço ABNT 8550, temperado e revenido, pode ser realizada.

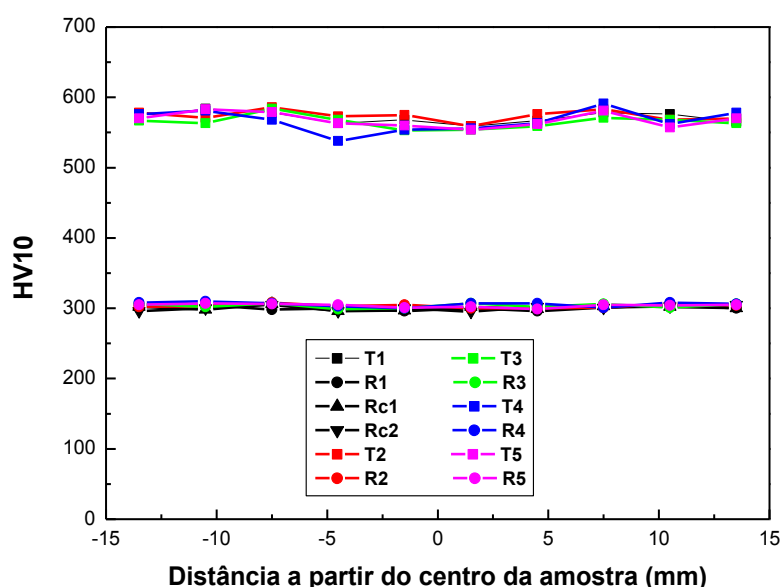


Figura 4.113 – Perfis de dureza ao longo do diâmetro das amostras para diferentes lotes de tratamentos térmicos do aço ABNT 8550.

Conforme descrito no item 3.2.3, as medições de dureza e os ensaios de macroindentação instrumentada no aço ABNT 8550 não foram realizados diretamente nos corpos de prova de tração, devido à geometria cilíndrica destes. Em função disto, as medições de dureza e os ensaios de macroindentação foram realizados em trechos das barras usadas na confecção dos corpos de prova de tração, como mostram as Figuras 3.15 e 3.16. Por uma questão de padronização e facilidade de comparação com os aços analisados anteriormente, os trechos das barras foram identificados por CP1, CP2, CP3 e CP4.

A Tabela 4.60 apresenta o resultado das medições de dureza nos quatro trechos das barras do aço ABNT 8550 (CP1, CP2, CP3 e CP4).

Tabela 4.60 – Durezas medidas nos quatro trechos das barras do aço ABNT 8550.

Ensaio	CP1		CP2		CP3		CP4	
	HV10	HBW	HV10	HBW	HV10	HBW	HV10	HBW
1	302	287	306	291	308	293	305	290
2	308	293	307	292	307	292	306	291
3	305	290	300	285	300	285	301	286
4	300	285	302	287	307	292	299	284
5	307	292	301	286	308	293	304	289
Média	304	289	303	288	306	291	303	288
IC (95%)*	4	4	4	4	4	4	4	4

* Intervalo de confiança de 95% para o verdadeiro valor da média.

As curvas “força *versus* deslocamento” dos ensaios de macroindentação instrumentada realizados no CP3, para a única condição de ensaio testada neste material (força máxima de 1200 N), são mostradas na Fig. 4.114. Assim como os resultados obtidos para os aços L80 e P110, as curvas para o aço ABNT 8550 praticamente sobrepõem-se, atingindo aproximadamente a mesma profundidade máxima de indentação, evidenciando a homogeneidade das propriedades mecânicas no corpo de prova, ou seja, que não há gradientes de propriedades significativos.

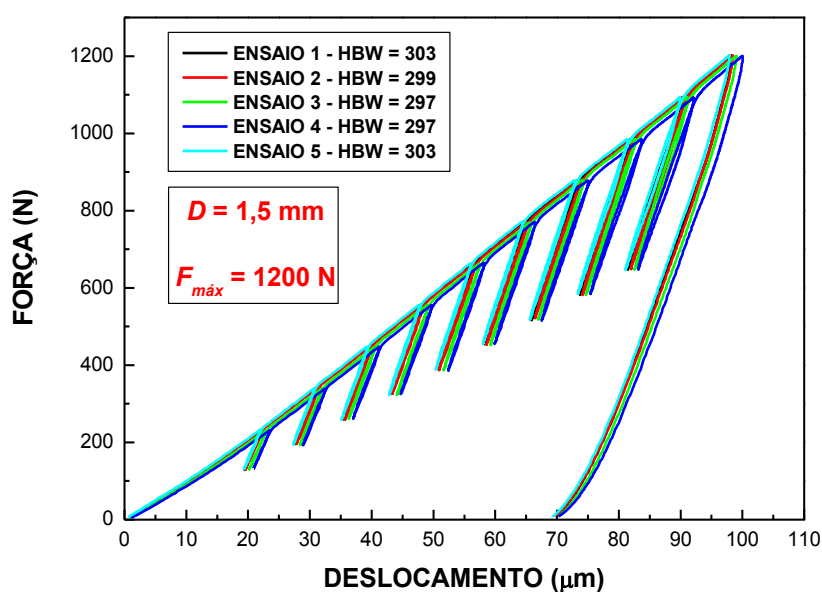


Figura 4.114 – Resultados dos ensaios de macroindentação instrumentada realizados no CP3 do aço ABNT 8550. Ensaio com penetrador de 1,5 mm e força máxima de 1200 N.

A Figura 4.115 mostra o resultado dos ensaios de tração, com as curvas “tensão de engenharia *versus* deformação de engenharia” para os quatro corpos de prova do aço ABNT 8550. A Figura 4.116 apresenta uma ampliação das curvas da Fig. 4.115, na região de início de deformação plástica, evidenciando a inexistência de escoamento descontínuo (Banda de Lüders), de forma que para este aço não houve necessidade de executar o procedimento de deslocamento da região plástica. As curvas “tensão real *versus* deformação real” são mostradas na Fig. 4.117.

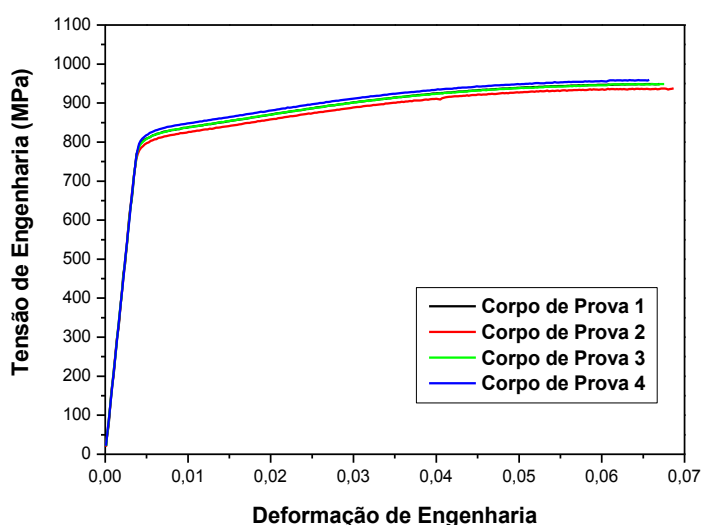


Figura 4.115 – Curvas “tensão de engenharia *versus* deformação de engenharia” para os ensaios de tração realizados nos quatro corpos de prova do aço ABNT 8550. As curvas estão representadas até o ponto de máxima força.

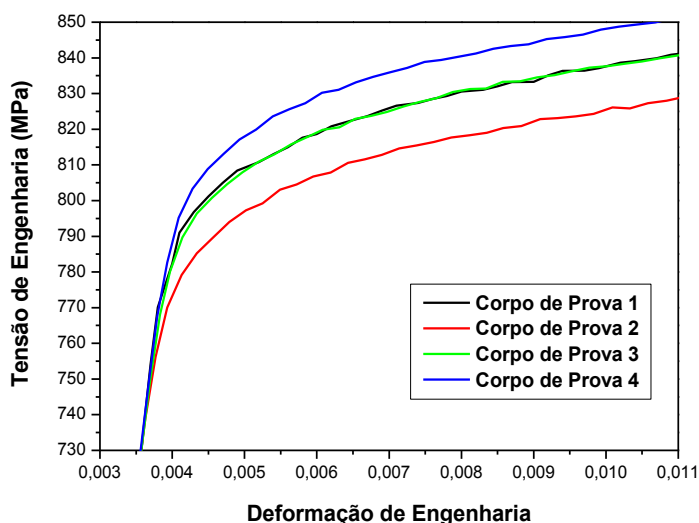


Figura 4.116 – Ampliação da região de início de deformação plástica das curvas “tensão de engenharia *versus* deformação de engenharia” mostradas na Fig. 4.115.

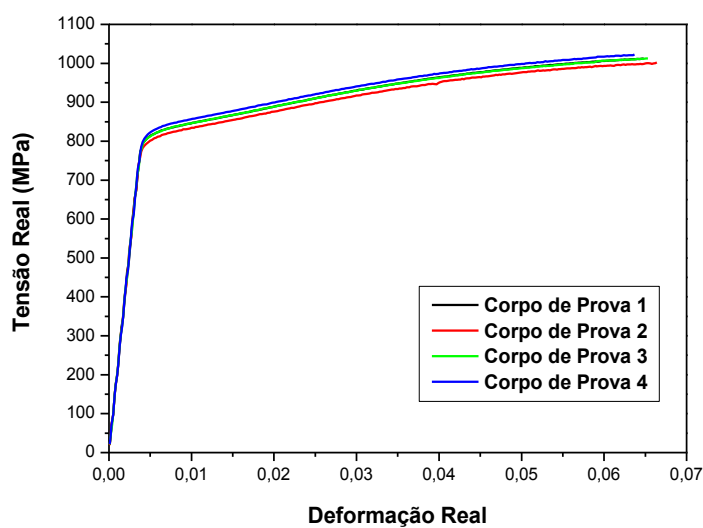


Figura 4.117 – Curvas “tensão real *versus* deformação real” para os ensaios de tração realizados nos quatro corpos de prova do aço ABNT 8550.

A análise fractográfica do CP4 do aço ABNT 8550, mostrada na Fig. 4.118, indica que a fratura ao final do ensaio de tração possui características mistas de comportamentos dúctil e frágil. Com baixas ampliações (Fig. 4.118 (a) e (b)), a fratura apresenta um aspecto pouco fibroso, algumas regiões com arestas que lembram contornos de grão e a presença de trincas radiais de grandes dimensões. Em ampliações maiores (Fig. 4.118 (c) e (d)), entretanto, observa-se a presença de microcavidades (*dimples*), típicas de fratura dúctil.

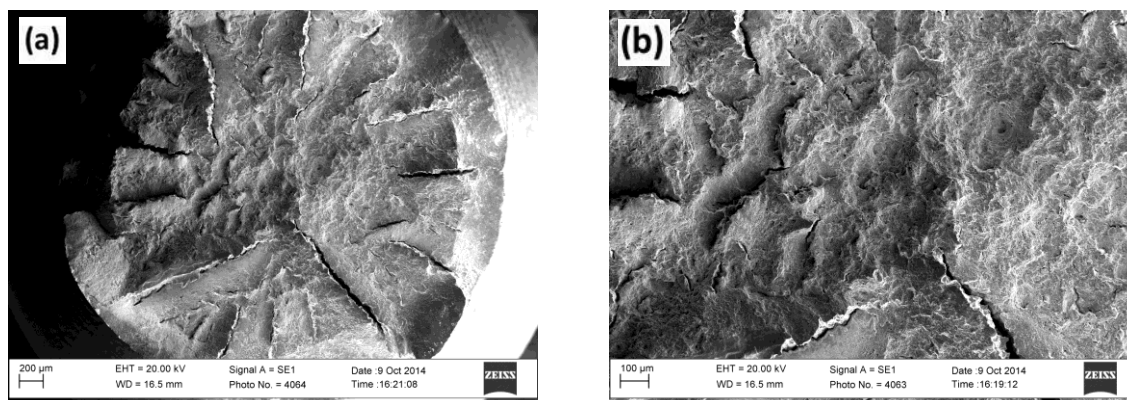


Figura 4.118 – Imagens de elétrons secundários obtidas em MEV da superfície de fratura do CP4 do aço ABNT 8550, após o ensaio de tração.

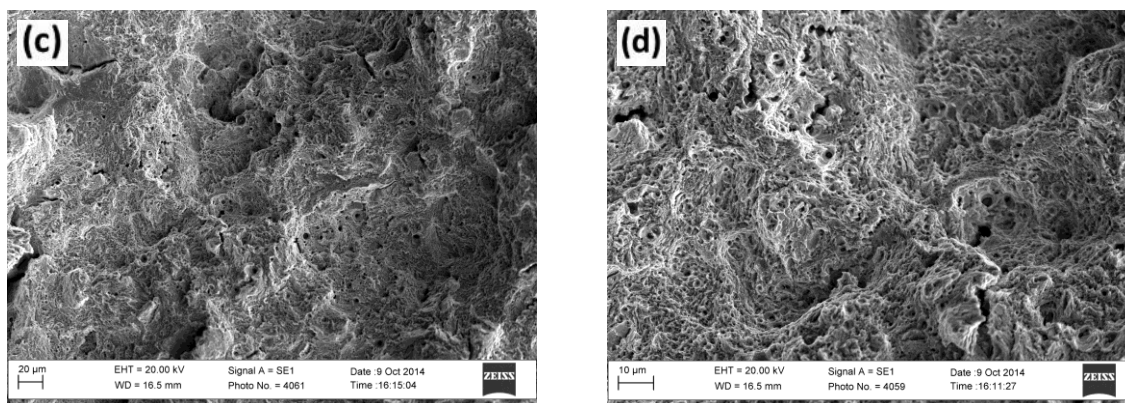


Figura 4.118 – Continuação.

Os principais resultados dos ensaios de tração realizados nos quatro corpos de prova do aço ABNT 8550 estão resumidos na Tab. 4.61.

Tabela 4.61 – Resultados dos ensaios de tração realizados nos CP's do aço ABNT 8550.

Corpo de Prova	Módulo de Elasticidade (GPa)	Limite de Escoamento (MPa)	Limite de Resistência (MPa)	Expoente de Encruamento*
CP1	207	819	949	0,065
CP2	208	807	938	0,066
CP3	206	820	949	0,065
CP4	206	830	959	0,064
Média	207	819	949	0,065
IC (95%)**	1	15	14	0,002

* Expoente de encruamento determinado utilizando a relação $n = \varepsilon_{r_u}$ e as curvas “tensão real *versus* deformação real” mostradas na Fig. 4.117.

** Intervalo de confiança de 95% para o verdadeiro valor da média.

Os limites de escoamento e de resistência determinados a partir de ensaios de tração e mostrados na Tab. 4.61, para o aço ABNT 8550 submetido ao tratamento térmico de têmpera e revenimento, comprovam que os resultados obtidos por Ferreira (2010),

mostrados na Tab. 4.22, estão subestimados, com erros de -23% e -14% para os limites de escoamento e de resistência, respectivamente.

As Tabelas 4.62 à 4.69 apresentam os valores das propriedades mecânicas determinados a partir dos ensaios de macroindentação instrumentada, comparados aos valores obtidos nos ensaios convencionais (dureza e tração), para o aço ABNT 8550. Destaca-se que todos os ensaios de macroindentação instrumentada realizados nos corpos de prova (CP1 a CP4) do aço ABNT 8550 utilizaram $D = 1,5 \text{ mm}$ e $F_{m\acute{a}x} = 1200 \text{ N}$.

Tabela 4.62 – Durezas Brinell (*HBW*) calculadas a partir dos ensaios de macroindentação instrumentada, com forças máximas de **1200 N**, para os quatro corpos de prova do aço ABNT 8550.

Corpo de Prova	Durômetro*	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 1200 \text{ N}$)	
	<i>HBW</i>	<i>HBW</i> **	Erro (%)
CP1	289±4	299±8	3,5
CP2	288±4	298±8	3,5
CP3	291±4	300±4	3,1
CP4	288±4	298±9	3,5
Média	289±1	299±3	3,5

* A dureza Brinell foi obtida a partir da dureza Vickers (HV10), determinada em ensaio no durômetro, através de conversão conforme a norma ISO 18265 (2013).

** Corresponde à dureza de indentação (H_{ABI}).

Tabela 4.63 – Limites de escoamento (σ_{YS}) calculados utilizando o “Modelo de Haggag *et al.*”, a partir dos ensaios de macroindentação realizados com o penetrador esférico de 1,5 mm e força máxima de **1200 N**, para os quatro corpos de prova do aço ABNT 8550.

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 1200 \text{ N}$)			
		$\sigma_{YS} = 0,2285 \cdot A$		$\sigma_{YS} = 0,4543 \cdot A - 308$	
	$\sigma_{YS} \text{ (MPa)}$	$\sigma_{YS} \text{ (MPa)}$	Erro (%)	$\sigma_{YS} \text{ (MPa)}$	Erro (%)
CP1	819	568±11	-30,6	821±22	0,2
CP2	807	579±6	-28,3	843±13	4,5
CP3	820	572±6	-30,2	830±12	1,2
CP4	830	567±11	-31,7	820±21	-1,2
Média	819±15	572±4	-30,2	828±8	1,1

Tabela 4.64 – Limites de resistência (σ_{UTS}) calculados utilizando o “Modelo de Haggag *et al.*”, a partir dos ensaios de macroindentação realizados com o penetrador esférico de 1,5 mm e força máxima de **1200 N**, para os quatro corpos de prova do aço ABNT 8550.

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 1200 \text{ N}$)					
		$\alpha_m = 1,200$		$\alpha_m = 1,058$		$\sigma_{UTS} = 0,4014.A - 103$	
		σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)	σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)	σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)
CP1	949	839±33	-11,6	938±29	-1,2	895±20	-5,7
CP2	938	826±31	-11,9	929±26	-1,0	914±11	-2,6
CP3	949	840±17	-11,5	940±15	-0,9	902±11	-5,0
CP4	959	855±61	-10,8	953±56	-0,6	894±19	-6,8
Média	949±14	840±14	-11,5	940±13	-0,9	901±7	-5,1

Tabela 4.65 – Expoentes de encruamento (n) calculados utilizando o “Modelo de Haggag *et al.*”, a partir dos ensaios de macroindentação realizados com o penetrador esférico de 1,5 mm e força máxima de **1200 N**, para os quatro corpos de prova do aço ABNT 8550.

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 1200 \text{ N}$)			
		$\alpha_m = 1,200$ e $\sigma_{YS} = 0,2285.A$		$\alpha_m = 1,058$ e $\sigma_{YS} = 0,4543.A - 308$	
		n	Erro (%)	n	Erro (%)
CP1	0,065	0,126±0,012	93,8	0,061±0,014	-6,2
CP2	0,066	0,119±0,011	80,3	0,052±0,012	-21,2
CP3	0,065	0,125±0,006	92,3	0,058±0,007	-10,8
CP4	0,064	0,130±0,019	103,1	0,065±0,021	1,7
Média	0,065±0,002	0,125±0,005	92,3	0,059±0,005	-9,2

As Tabelas 4.66 e 4.67 apresentam as estimativas dos limites de escoamento e de resistência para o aço ABNT 8550 calculadas usando correlações com a dureza. De forma semelhante ao aço P110, como uma única condição de ensaio foi analisada ($D = 1,5$ mm e $F_{máx} = 1200$ N), as durezas (coluna 3 da Tab. 4.62) e os expoentes de encruamento (coluna 5 da Tab. 4.65) obtidos nos ensaios nesta condição foram considerados como dados de entrada para o cálculo dos valores mostrados nas Tabelas 4.66 e 4.67.

Tabela 4.66 – Limites de escoamento (σ_{YS}) calculados utilizando correlações com a dureza, para os quatro corpos de prova do aço ABNT 8550.

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Estimativa a partir de Correlações com a Dureza			
	σ_{YS} (MPa)	Cahoon <i>et al.</i> (1971) Eq. (2.27)		Pavlina e Tyne (2008) Eq. (2.28)	
		σ_{YS} (MPa)	Erro (%)	σ_{YS} (MPa)	Erro (%)
CP1	819	894±13	9,2	814±25	-0,6
CP2	807	910±11	12,8	811±25	0,5
CP3	820	901±6	9,9	816±13	-0,5
CP4	830	883±25	6,4	812±28	-2,2
Média	819±15	897±7	9,5	813±8	-0,7

Tabela 4.67 – Limites de resistência (σ_{UTS}) calculados utilizando correlações com a dureza, para os quatro corpos de prova do aço ABNT 8550.

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Estimativa a partir de Correlações com a Dureza					
	σ_{UTS} (MPa)	Tabor (1951) Eq. (2.24)		Cahoon (1972) Eq. (2.26)		Pavlina e Tyne (2008) Eq. (2.29)	
		σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)	σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)	σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)
CP1	949	987±25	4,0	985±24	3,8	1074±33	13,2
CP2	938	986±23	5,1	985±23	5,0	1070±33	14,1
CP3	949	989±12	4,2	987±12	4,0	1077±17	13,5
CP4	959	985±27	2,7	983±26	2,5	1072±37	11,8
Média	949±14	987±8	4,0	985±8	3,8	1073±11	13,1

Tabela 4.67 – Continuação.

Corpo de Prova	Ensaio de Tração σ_{UTS} (MPa)	Estimativa a partir de Correlações com a Dureza			
		Callister (2000) Eq. (2.32)		ISO 18265 (2013)	
		σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)	σ_{UTS} (MPa)	Erro (%)
CP1	949	1032±28	8,7	1011±29	6,5
CP2	938	1029±29	9,7	1008±29	7,5
CP3	949	1034±13	9,0	1014±14	6,8
CP4	959	1029±32	7,3	1009±31	5,2
Média	949±14	1031±9	8,6	1011±9	6,5

Tabela 4.68 – Limites de escoamento (σ_{YS}) calculados utilizando a correlação com a dureza de indentação, expressa pela Eq. (4.5), para os quatro corpos de prova do aço ABNT 8550. São apresentados os resultados obtidos a partir dos ensaios de macroindentação realizados com força máxima de **1200 N**.

Corpo de Prova	Ensaio de Tração σ_{YS} (MPa)	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 1200 \text{ N}$)	
		Estimativa a partir da Eq. (4.5) $\sigma_{YS} = 3,755 \cdot H_{ABI} - 227$	
		σ_{YS} (MPa)	Erro (%)
CP1	819	896±31	9,4
CP2	807	893±32	10,7
CP3	820	899±14	9,6
CP4	830	893±35	7,6
Média	819±15	895±10	9,3

Tabela 4.69 – Limites de resistência (σ_{UTS}) calculados utilizando a correlação com a dureza de indentação, expressa pela Eq. (4.6), para os quatro corpos de prova do aço ABNT 8550. São apresentados os resultados obtidos a partir dos ensaios de macroindentação realizados com força máxima de **1200 N**.

Corpo de Prova	Ensaio de Tração	Macroindentação ($F_{m\acute{a}x} = 1200 \text{ N}$)	
		Estimativa a partir da Eq. (4.6)	
		$\sigma_{UTS} = 3,300 \cdot H_{ABI} - 27$	
	$\sigma_{UTS} \text{ (MPa)}$	$\sigma_{UTS} \text{ (MPa)}$	Erro (%)
CP1	949	960±27	1,2
CP2	938	957±28	2,0
CP3	949	962±12	1,4
CP4	959	957±31	-0,2
Média	949±14	959±9	1,1

4.13.5 Análise dos Resultados

As Tabelas 4.70 e 4.71 apresentam um resumo dos resultados para os limites de escoamento e de resistência, respectivamente, dos aços API 5L X65, L80, P110 e ABNT 8550, nas quais são mostrados os erros percentuais (valores em módulo) associados aos valores das propriedades mecânicas determinados a partir de ensaios de macroindentação instrumentada, para cada material e modelo/correlação/equação analisados.

Tabela 4.70 – Erros (valores em módulo) associados ao cálculo do limite de escoamento dos aços API X65, L80, P110 e ABNT 8550 (legenda mostrada na página seguinte).

Modelo/Correlação/Equação	Erro (%)						
	Aço				Média	IC ⁽⁶⁾ (95%)	Erro Máx.
	API 5L X65	L80	P110	ABNT 8550			
Haggag <i>et al.</i> - Eq. (2.12) ⁽¹⁾	17,4 ⁽³⁾	15,2 ⁽³⁾	31,9 ⁽⁴⁾	30,2 ⁽⁴⁾	23,7	13,7	31,9
Haggag <i>et al.</i> - Eq. (2.13) ⁽²⁾	2,5 ⁽³⁾	7,6 ⁽³⁾	0,5 ⁽⁴⁾	1,1 ⁽⁴⁾	2,9	5,1	8,8
Cahoon <i>et al.</i> (1971) - Eq. (2.27)	5,7	15,8	1,2	9,5	8,1	9,8	15,8
Pavlina e Tyne (2008) - Eq. (2.28)	4,4	0,4	13,3	0,7	4,7	9,6	13,3
Hashemi (2011) - Eq. (2.30)	1,9	---	---	---	1,9	---	1,9
Dureza de Indentação - H_{ABI} Eq. (4.5) ⁽⁵⁾	0,9 ⁽³⁾	5,9 ⁽³⁾	5,7 ⁽⁴⁾	9,3 ⁽⁴⁾	5,5	5,5	9,3

- (1) Considerando $\beta_m = 0,2285$.
- (2) Considerando os valores de β_m e b_m mostrados na Tab. 4.6.
- (3) Média dos erros para os ensaios com $F_{m\acute{a}x} = 662\text{ N}$ e $F_{m\acute{a}x} = 1800\text{ N}$.
- (4) Erros associados aos ensaios com $F_{m\acute{a}x} = 1200\text{ N}$.
- (5) Considerando os valores de A_1 e A_2 mostrados na Tab. 4.21.
- (6) Intervalo de confiança de 95% para o verdadeiro valor da média.

Tabela 4.71 – Erros (valores em módulo) associados ao cálculo do limite de resistência dos aços API X65, L80, P110 e ABNT 8550.

Modelo/Correlação/Equação	Erro (%)						
	Aço				Média	IC ⁽⁶⁾ (95%)	Erro Máx.
	API 5L X65	L80	P110	ABNT 8550			
Haggag <i>et al.</i> ($\alpha_m = 1,200$)	7,5 ⁽³⁾	10,1 ⁽³⁾	17,1 ⁽⁴⁾	11,5 ⁽⁴⁾	11,6	6,5	17,1
Haggag <i>et al.</i> (“ α_m médio”) ⁽¹⁾	6,0 ⁽³⁾	3,1 ⁽³⁾	2,3 ⁽⁴⁾	0,9 ⁽⁴⁾	3,1	3,4	7,3
$\sigma_{UTS} = \Delta_m \cdot A + \delta_m$ ⁽²⁾ - Eq. (4.3)	3,0 ⁽³⁾	6,0 ⁽³⁾	0,6 ⁽⁴⁾	5,1 ⁽⁴⁾	3,7	3,8	6,9
Tabor (1951) – Eq. (2.24)	5,5	5,8	1,2	4,0	4,1	3,3	5,8
Cahoon (1972) – Eq. (2.26)	5,2	5,6	1,3	3,8	4,0	3,1	5,6
Pavlina e Tyne (2008) - Eq. (2.29)	7,8	9,8	5,7	13,1	9,1	5,0	13,1
Callister (2000) – Eq. (2.32)	10,3	10,5	2,4	8,6	8,0	6,0	10,5
ISO 18265 (2013)	8,0	8,4	0,3	6,5	5,8	6,0	8,4
Hashemi (2011) – Eq. (2.31)	5,0	---	---	---	5,0	---	5,0
Dureza de Indentação - H_{ABI} Eq. (4.6) ⁽⁵⁾	4,9 ⁽³⁾	4,7 ⁽³⁾	5,1 ⁽⁴⁾	1,1 ⁽⁴⁾	4,0	3,0	5,5

- (1) Considerando os valores de α_m mostrados na Tab. 4.8.
- (2) Considerando os valores de Δ_m e δ_m mostrados na Tab. 4.10.
- (3) Média dos erros para os ensaios com $F_{m\acute{a}x} = 662\text{ N}$ e $F_{m\acute{a}x} = 1800\text{ N}$.
- (4) Erros associados aos ensaios com $F_{m\acute{a}x} = 1200\text{ N}$.
- (5) Considerando os valores de B_1 e B_2 mostrados na Tab. 4.21.
- (6) Intervalo de confiança de 95% para o verdadeiro valor da média.

Em relação à determinação do limite de escoamento, a utilização do “Modelo de Haggag *et al.*”, adotando a Eq. (2.13) e considerando os valores de β_m e b_m mostrados na Tab. 4.6, propostos no presente trabalho, apresentou as menores média e intervalo de

confiança para o erro (2,9% e 5,1%, respectivamente), além do menor erro máximo (8,8% para o aço L80), mostrando-se como a melhor opção, dentre todas avaliadas, para a estimativa desta propriedade mecânica para aços¹⁶, atingindo plenamente a meta estabelecida para o presente trabalho, que é estimar as propriedades mecânicas de aços, a partir de ensaios de macroindentação instrumentada, com erros inferiores a 10%. Em contrapartida, o uso da Eq. (2.12), com $\beta_m = 0,2285$, apresentou as maiores média e intervalo de confiança para o erro (23,7% e 13,7%, respectivamente), juntamente com o maior erro máximo (31,9% para o aço P110), ratificando que esta opção não deve ser usada para estimar o limite de escoamento de aços.

As correlações propostas por Cahoon *et al.* (1971) e Pavlina e Tyne (2008) apresentaram médias para o erro abaixo de 10%, o que representa resultados satisfatórios como estimativa do limite de escoamento, apesar de o erro máximo ter ficado acima de 10%. A correlação proposta por Cahoon *et al.* (1971) tem a desvantagem de requerer o conhecimento (ou, ao menos, a estimativa) do expoente de encruamento do aço, exigindo, conseqüentemente, o uso do “Modelo de Haggag *et al.*” para o cálculo de n . Já a expressão proposta por Pavlina e Tyne (2008) é função apenas da dureza do material e, portanto, dispensa totalmente a utilização do “Modelo de Haggag *et al.*”. Uma vantagem do emprego da correlação sugerida por Pavlina e Tyne (2008) é que a estimativa do limite de escoamento pode ser obtida usando-se apenas um durômetro portátil para medição da dureza, simplificando o ensaio, já que o custo e o tempo são reduzidos, principalmente nos casos em que se deseja uma estimativa preliminar das propriedades mecânicas do material de um equipamento ou duto.

Apesar de mostrada na Tab. 4.70, a correlação proposta por Hashemi (2011) não foi considerada na comparação com os outros modelos/correlações, uma vez que se aplica apenas ao aço API 5L X65. Porém, como este aço é muito usado na indústria de óleo e gás, especialmente na fabricação de tubos destinados à construção de dutos para escoamento de petróleo, há amplo cenário para uso da Eq. (2.30).

O emprego da Eq. (4.5), a qual permite estimar o limite de escoamento a partir da dureza de indentação (H_{ABI}), também apresentou bons resultados, com a média e o valor máximo do erro ficando abaixo de 10% e, portanto, mostra-se como uma boa opção para o cálculo do limite de escoamento a partir de ensaios de macroindentação instrumentada.

¹⁶ Dentro da faixa de limites de escoamento e para as microestruturas (ferrítica, ferrítica-perlítica, martensítica) investigadas no presente trabalho.

Para o limite de resistência à tração, o uso do “Modelo de Haggag *et al.*”, com os valores de “ α_m médio” propostos no presente trabalho, gerou a menor média para o erro (3,1%) e o erro máximo ficou abaixo de 10%, mostrando-se como a melhor opção, dentre todas avaliadas, para a estimativa desta propriedade mecânica. A utilização da Eq. (4.3), considerando os valores de Δ_m e δ_m mostrados na Tab. 4.10, propostos no presente trabalho, também gerou bons resultados, com a média para o erro ficando em 3,7% e o erro máximo ficando abaixo de 10%, e se mostra como outra boa opção para estimar o limite de resistência de aços.

O pior resultado ficou por conta do uso do “Modelo de Haggag *et al.*” empregando $\alpha_m = 1,200$, com média para o erro de 11,6% e erro máximo acima de 10%, ratificando que esta opção não deve ser utilizada para se estimar o limite de resistência de aços.

O uso das correlações propostas por Tabor (1951), Cahoon (1972), Pavlina e Tyne (2008), Callister (2000) e ISO 18265 (2013) geraram médias para o erro inferiores a 10% e, portanto, são boas opções para estimar o limite de resistência de aços. A utilização das expressões propostas por Pavlina e Tyne (2008), Callister (2000) e ISO 18265 (2013) possuem a vantagem de dispensar o conhecimento prévio do expoente de encruamento e, portanto, necessitam apenas da estimativa da dureza. Entretanto, o uso das Equações (2.29) (PAVLINA; TYNE, 2008) e (2.32) (CALLISTER, 2000) geraram erros máximos superiores a 10%.

Assim como para o limite de escoamento, a correlação proposta por Hashemi (2011) para o cálculo do limite de resistência (Eq. (2.31)) não foi considerada na comparação com os outros modelos/correlações, pois se aplica apenas ao aço API 5L X65.

O emprego da Eq. (4.6), a qual permite estimar o limite de resistência a partir da dureza de indentação (H_{ABI}), também apresentou bons resultados, com a média e o valor máximo do erro ficando abaixo de 10% e, conseqüentemente, mostra-se como uma boa opção para o cálculo do limite de resistência de aços a partir da dureza determinada em ensaios de macroindentação instrumentada.

Embora o uso do “Modelo de Haggag *et al.*” com $\alpha_m = 1,200$ e $\beta_m = 0,2285$, juntamente com a Eq. (2.12), acarrete em maiores erros, a adoção destes parâmetros de cálculo fornece valores subestimados para os limites de escoamento e de resistência, comparado às propriedades determinadas nos ensaios de tração, o que é positivo do ponto de vista de segurança. Porém, subestimar as propriedades mecânicas em

até 30% implica em grande custo financeiro, pois pode levar à condenação desnecessária e precoce da estrutura analisada (duto ou equipamento).

Como de uma forma geral os erros associados ao cálculo do limite de resistência a partir de ensaios de macroindentação instrumentada são pequenos (inferiores a 10%), conforme mostrado na Tab. 4.71, abre-se outra possibilidade para se estimar o limite de escoamento, através do uso de uma correlação entre essas duas propriedades mecânicas, ou seja, $\sigma_{YS} = f(\sigma_{UTS})$. Silva e Mei (2006) sugerem que o limite de resistência de aços pode ser calculado com boa exatidão a partir da dureza, e uma vez que σ_{UTS} é conhecido, este pode ser utilizado para determinar σ_{YS} . Bannister; Ocejó; Solana (2000) propõem a seguinte expressão (Eq. (4.7)) que correlaciona os limites de escoamento e de resistência de aços:

$$\frac{\sigma_{YS}}{\sigma_{UTS}} = 1 / [1 + 2(150/\sigma_{YS})^{2,5}] \quad (4.7)$$

A Equação (4.7), determinada a partir dos dados mostrados na Fig. 4.119, foi proposta com o intuito de se estimar o limite de resistência (σ_{UTS}) a partir do conhecimento do limite de escoamento (σ_{YS}), sendo conservativa para tal aplicação. Porém, a Eq. (4.7) tende a superestimar o valor de σ_{YS} a partir do conhecimento de σ_{UTS} .

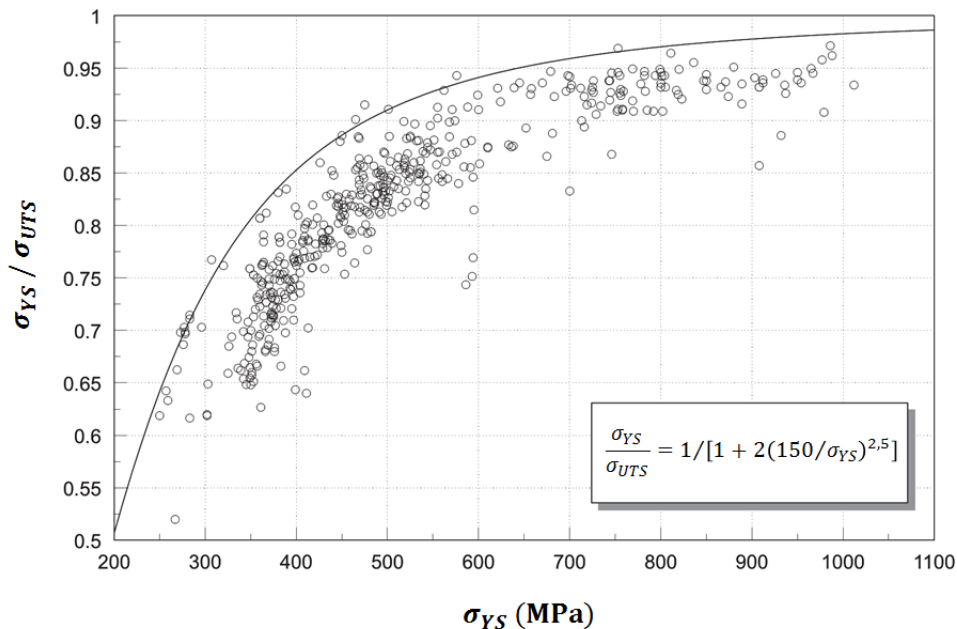


Figura 4.119 – Correlação “conservativa” entre a razão σ_{YS}/σ_{UTS} e o limite de escoamento (σ_{YS}), usada para estimar o limite de resistência (σ_{UTS}) de aços (BANNISTER; OCEJO; SOLANA, 2000).

Assim, uma correlação semelhante à proposta por Bannister; Ocejó; Solana (2000), expressa pela Eq. (4.8), foi determinada tendo-se como base as propriedades mecânicas dos aços “A” à “G”, mostrados na Tab. 3.1. A Figura 4.120 mostra o gráfico da razão σ_{YS}/σ_{UTS} em função de σ_{YS} para os aços “A” à “G”, juntamente com a curva resultante da Eq. (4.8).

$$\frac{\sigma_{YS}}{\sigma_{UTS}} = 0,92 - 1,82 \cdot \exp\left(-\frac{\sigma_{YS}}{155,48}\right) \quad (4.8)$$

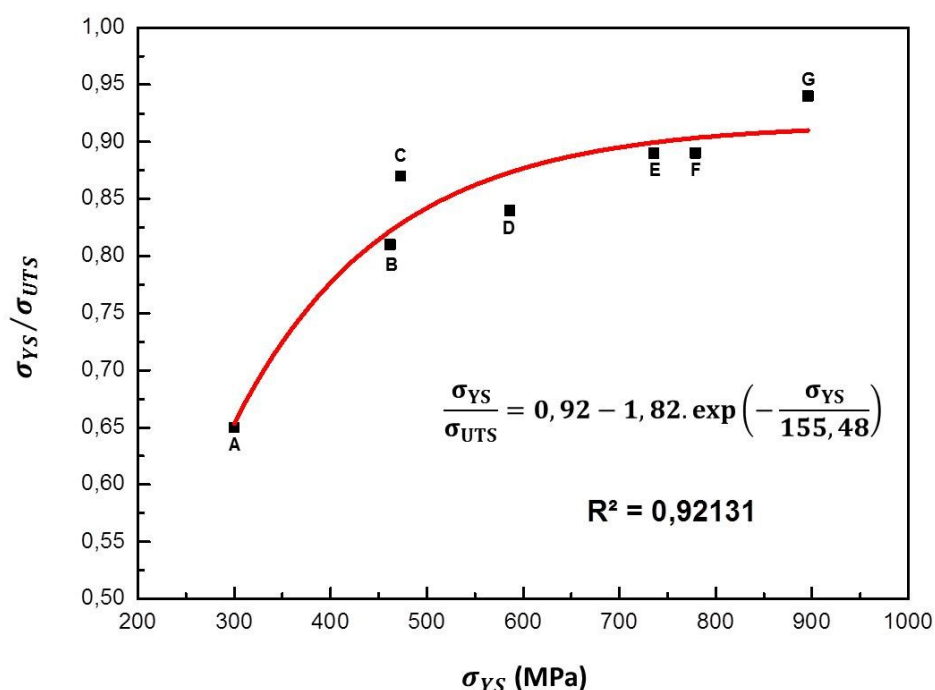


Figura 4.120 – Correlação entre a razão σ_{YS}/σ_{UTS} e o limite de escoamento (σ_{YS}) para aços proposta no presente trabalho.

Portanto, uma vez que o limite de resistência tenha sido determinado a partir de ensaios de macroindentação instrumentada, independente do modelo/correlação usado, esta propriedade mecânica do material pode ser utilizada para estimar o limite de escoamento, através da Eq. (4.8). A Tabela 4.72 apresenta os limites de escoamento dos aços API 5L X65, L80, P110 e ABNT 8550 estimados usando a Eq. (4.8), a partir dos limites de resistência calculados empregando o “Modelo de Haggag *et al.*”, adotando-se os valores de “ α_m médio” (menor média para o erro – 3,1%, como mostrado na Tab. 4.71).

Tabela 4.72 – Limites de escoamento para os aços API X65, L80, P110 e ABNT 8550 calculados utilizando a Eq. (4.8).

Aço	Ensaio de Tração	Ensaio de Macroindentação	Estimativa do Limite de Escoamento a partir da Eq. (4.8)	
	σ_{YS} (MPa) ⁽¹⁾	σ_{UTS} (MPa) ⁽²⁾	σ_{YS} (MPa)	Erro (%)
API 5L X65	473	595 ⁽³⁾	505	6,8
L80	514	640 ⁽³⁾	556	8,2
P110	857	908 ⁽⁴⁾	827	-3,5
ABNT 8550	819	940 ⁽⁴⁾	858	4,8

(1) Considerando a média dos resultados dos quatro ensaios de tração realizados para cada material.

(2) Limites de resistência calculados utilizando o “Modelo e Haggag *et al.*” e “ α_m médio”.

(3) Média dos resultados para os ensaios com $F_{m\acute{a}x} = 662\text{ N}$ e $F_{m\acute{a}x} = 1800\text{ N}$.

(4) Média dos resultados para os ensaios com $F_{m\acute{a}x} = 1200\text{ N}$.

Os erros gerados pelo uso da Eq. (4.8), mostrados na Tab. 4.72, ficaram abaixo de 10%, indicando que esta equação é uma boa opção para o cálculo do limite de escoamento de aços a partir do limite de resistência determinado via ensaios de macroindentação instrumentada.

A Figura 4.121 mostra a comparação entre os expoentes de encruamento determinados via ensaios de tração e através de ensaios de macroindentação (utilizando o “Modelo de Haggag *et al.*”) para os aços API 5L X65, L80, P110 e ABNT 8550. Os resultados indicam que o uso de $\beta_m = 0,2285$ e $\alpha_m = 1,200$ leva à obtenção de expoentes de encruamento entre 0,09 e 0,125 para todos os quatro aços analisados, de forma que não há diferenciação, mesmo que qualitativa, desta propriedade. Por outro lado, o uso da Eq. (2.13) e “ α_m médio”, proposto no presente trabalho, gera melhores resultados na estimativa do expoente de encruamento, permitindo diferenciar qualitativamente os aços, mas com a tendência de subestimar esta propriedade, ratificando a suspeita levantada no item 4.10.

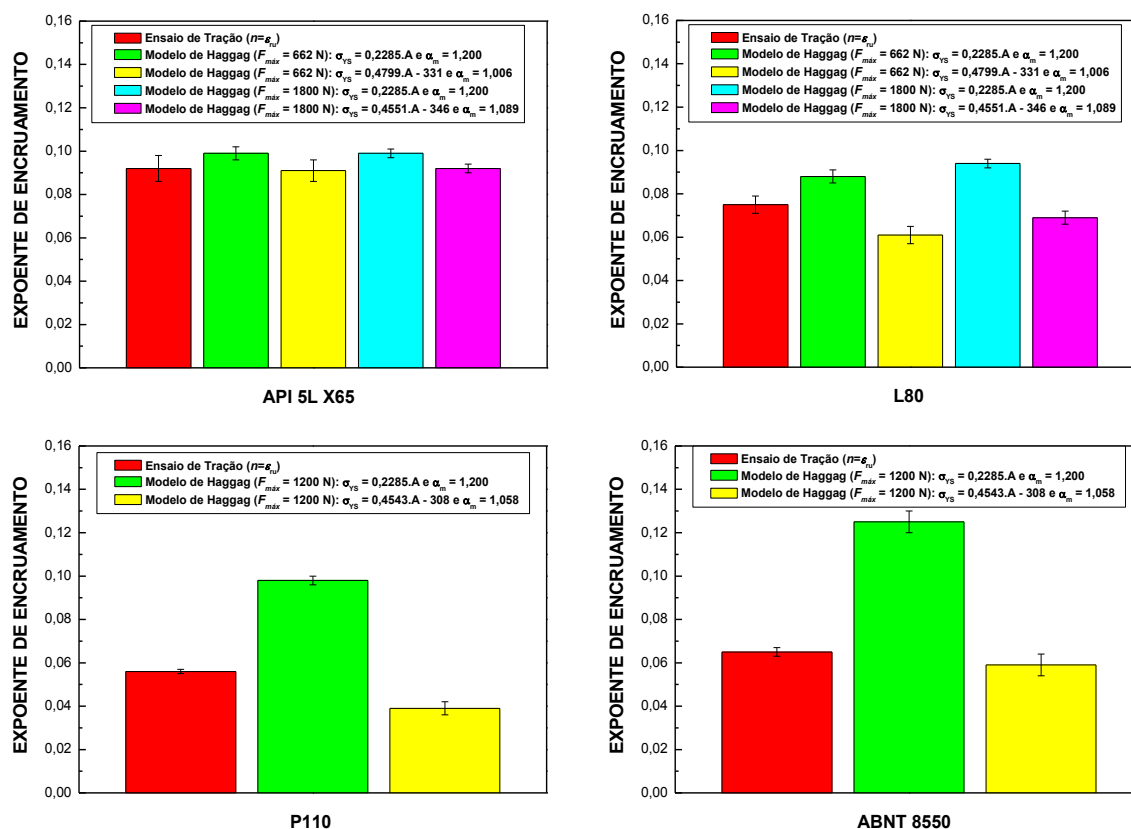


Figura 4.121 – Expoentes de encruamento (n) determinados a partir dos ensaios de tração e de macroindentação instrumentada (utilizando o “Modelo de Haggag *et al.*”) para os aços API 5L X65, L80, P110 e ABNT 8550.

4.14 Detecção da Fragilização por Hidrogênio em Aços via Ensaio de Macroindentação Instrumentada

A Tabela 4.73 apresenta os resultados dos ensaios de macroindentação instrumentada realizados no aço ABNT 8550, temperado e revenido, nas condições “não hydrogenada” e “hydrogenada”. São apresentadas as médias e os desvios-padrão das propriedades mecânicas calculadas a partir dos seis ensaios em cada condição. Os limites de escoamento e de resistência e o expoente de encruamento foram determinados utilizando o “Modelo de Haggag *et al.*”, com $\beta_m = 0,4543$, $b_m = -308$ MPa e $\alpha_m = 1,058$, que são os valores dos parâmetros de cálculo determinados no presente trabalho para ensaios realizados com $D = 1,5$ mm e $F_{m\acute{a}x} = 1200$ N.

Tabela 4.73 – Propriedades mecânicas determinadas a partir dos ensaios de macroindentação instrumentada realizados nas amostras do aço ABNT 8550, temperado e revenido, nas condições “não hydrogenada” e “hydrogenada” (seis ensaios em cada condição).

Propriedade	Não Hydrogenada		Hydrogenada		<i>p-value</i>	Diferença entre as médias (%)
	Média	DP*	Média	DP*		
H_{ABI}	267	3	272	4	0,0171	1,9
σ_{YS} (MPa)	800	10	830	9	0,0001	3,8
σ_{UTS} (MPa)	920	11	937	8	0,0060	1,8
n	0,063	0,003	0,057	0,004	0,0074	-9,5
σ_{YS}/σ_{UTS}	0,87	0,01	0,89	0,01	0,0030	2,3

* Desvio-padrão amostral.

Os resultados mostrados na última coluna da Tab. 4.73 indicam que as alterações nas propriedades mecânicas foram relativamente pequenas, ocorrendo aumentos na dureza (H_{ABI}), no limite de escoamento (σ_{YS}), no limite de resistência (σ_{UTS}) e na razão σ_{YS}/σ_{UTS} e redução no expoente de encruamento (n), da condição “não hydrogenada” para a “hydrogenada”. Testes de hipótese para as médias populacionais (η) foram realizados para verificar se essas alterações nas propriedades mecânicas são estatisticamente significativas. Para isso, foram consideradas as seguintes hipóteses:

- Propriedades Mecânicas - H_{ABI} , σ_{YS} , σ_{UTS} e σ_{YS}/σ_{UTS} :
 - Hipótese de nulidade (H_0): $\eta_{hydrogenada} \leq \eta_{não\ hydrogenada}$
 - Hipótese alternativa (H_1): $\eta_{hydrogenada} > \eta_{não\ hydrogenada}$
- Propriedade Mecânica - n :
 - Hipótese de nulidade (H_0): $\eta_{hydrogenada} \geq \eta_{não\ hydrogenada}$
 - Hipótese alternativa (H_1): $\eta_{hydrogenada} < \eta_{não\ hydrogenada}$

Os valores de *p-value* para os testes de hipótese são mostrados na Tab. 4.73. Em todos os casos tem-se que *p-value* < 0,05, o que está dentro da região de rejeição de H_0 para um nível de significância de 5%. Portanto, há confiabilidade estatística para afirmar que a dureza, o limite de escoamento, o limite de resistência e a razão σ_{YS}/σ_{UTS} são maiores, enquanto o expoente de encruamento é menor, na condição “hydrogenada” em comparação com a condição “não hydrogenada”.

Haggag (2009a), ao ensaiar aços Gr.B, X52, X70 e X80, com a mesma câmara e pressão de H_2 (2000 psi) utilizadas no presente trabalho, não constatou alteração, da condição “não hidrogenada” para a “hidrogenada” (200 horas), nas propriedades mecânicas de tração dos aços Gr.B, X52 e X70 e verificou um pequeno aumento (o autor não apresenta os valores) nos limites de escoamento e de resistência para o aço X80. Porém, a hidrogenação do aço X80 por 200 horas levou a uma redução de 30% na tenacidade à fratura, calculada utilizando o conceito de IDE (*Indentation Deformation Energy*), também denominado de IEF (*Indentation Energy to Fracture*) em outros trabalhos (HAGGAG *et al.*, 1998; MURTY *et al.*, 1998a; MATHEW; MURTY, 1999; MURTY; MATHEW, 2004). Os resultados do trabalho de Haggag (2009a) indicam que o aço X80 sofreu fragilização por hidrogênio, caracterizada pela redução significativa na tenacidade à fratura, mas as propriedades de tração (σ_{YS} e σ_{UTS}), determinadas a partir de ensaios de macroindentação instrumentada, foram pouco afetadas.

Jang *et al.* (2003), a partir de ensaios de macroindentação instrumentada e usando o “Modelo de Ahn e Kwon”, avaliaram o efeito do hidrogênio sobre as propriedades mecânicas na ZAC de juntas soldadas de aço 2.25Cr-1Mo-V. Amostras deste aço, as quais passaram por tratamentos térmicos para simular a ZAC originada em soldas realizadas com o processo arco submerso, foram expostas a uma pressão de hidrogenação de 54 MPa, a uma temperatura de 600°C, por 408 e 1000 horas. Um pequeno acréscimo no limite de escoamento foi verificado com o aumento do tempo de exposição ao hidrogênio, enquanto que a variação no limite de resistência foi considerada desprezível pelos autores. Entretanto, ocorreu uma redução significativa no expoente de encruamento (-20% para 1000 horas), enquanto houve um acréscimo no valor da razão σ_{YS}/σ_{UTS} , com o aumento do tempo de exposição ao hidrogênio. Jang *et al.* (2003) concluem o trabalho sugerindo que a redução do expoente de encruamento e o aumento da razão σ_{YS}/σ_{UTS} estão relacionados à fragilização do aço 2.25Cr-1Mo-V, de forma que estes dois parâmetros (n e σ_{YS}/σ_{UTS}) podem ser utilizados para se detectar a fragilização por hidrogênio em aços (JANG *et al.*, 2005).

Os resultados mostrados na Tab. 4.73, para o aço ABNT 8550 (temperado e revenido), são compatíveis com aqueles obtidos por Jang *et al.* (2003), para o aço 2.25Cr-1Mo-V, uma vez que houve redução significativa no expoente de encruamento (-9,5%), enquanto a razão σ_{YS}/σ_{UTS} sofreu um pequeno aumento (2,3%), da condição “não hidrogenada” para a “hidrogenada”.

A comparação das curvas “forças *versus* deslocamento”, mostradas na Fig. 4.122, evidencia um pequeno deslocamento para a esquerda das curvas na condição

“hidrogenada” em relação às curvas na condição “não hidrogenada”. Esse mesmo comportamento foi identificado por Jang *et al.* (2003), associado à fragilização por hidrogênio do aço 2.25Cr-1Mo-V, e por Haggag; Nanstad; Braski (1989), associado à fragilização por nêutrons rápidos em aços de aplicação nuclear.

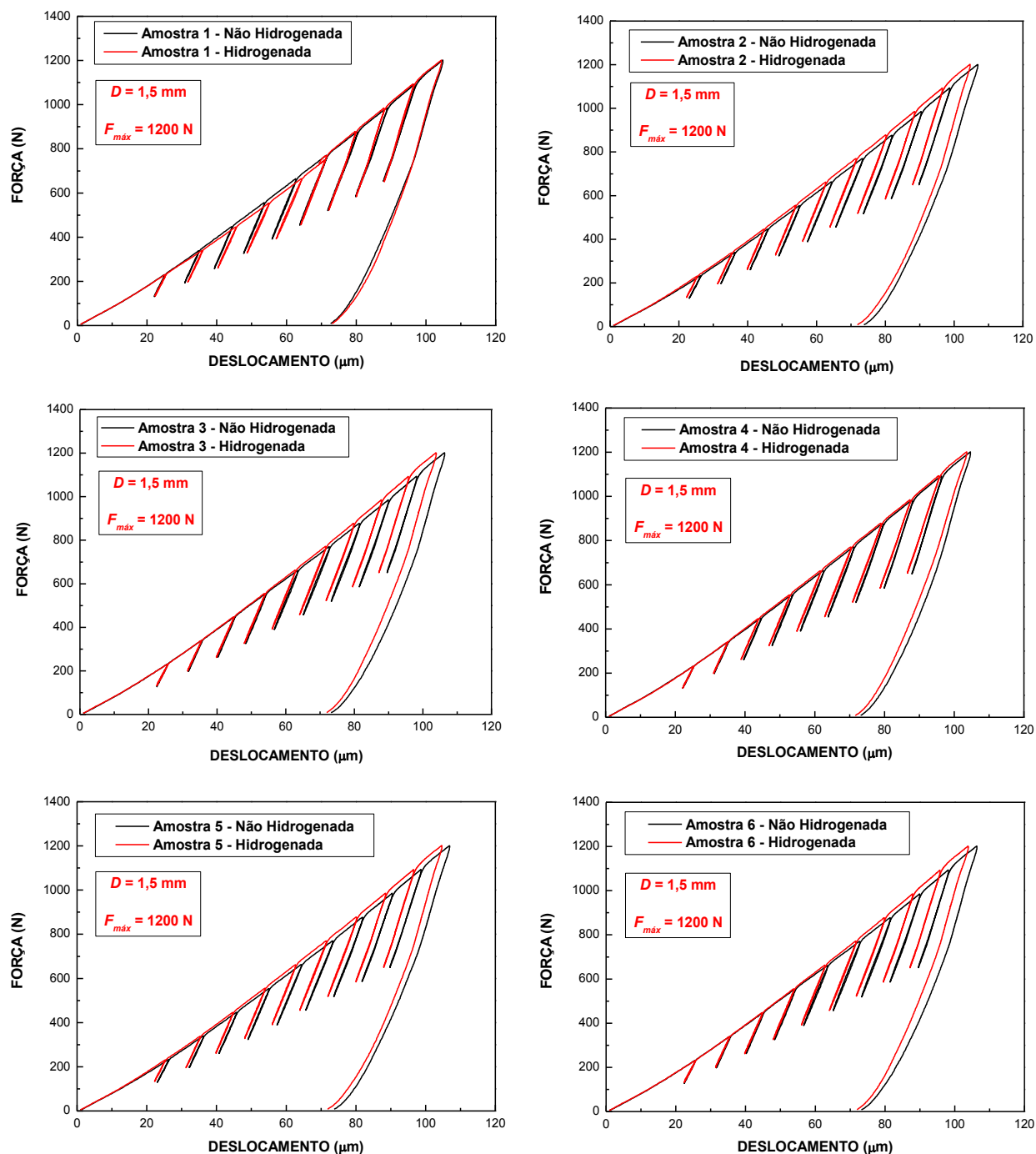


Figura 4.122 – Curvas “força versus deslocamento” dos ensaios realizados no aço ABNT 8550 (temperado e revenido), nas condições “não hidrogenada” e “hidrogenada”.

Análises utilizando MEV não indicaram a presença de qualquer microtrinca próxima às 12 indentações (seis para a condição “não hidrogenada” e seis para a condição “hidrogenada”) resultantes dos ensaios no aço ABNT 8550, temperado e revenido.

A Tabela 4.74 apresenta os valores médios das propriedades mecânicas determinadas a partir dos ensaios de macroindentação instrumentada realizados no aço ABNT 8550 (temperado e revenido), na condição “não hidrogenada”, com o *PropInSitu 2* posicionado na bancada (ensaios realizados nos trechos extraídos das barras que deram origem aos corpos de prova de tração – Fig. 3.16, cujos resultados foram apresentados no item 4.13.4) e com o equipamento posicionado sobre a câmara de hidrogenação (Fig. 3.18). Todas as propriedades mecânicas mostradas na Tab. 4.74 foram calculadas usando o “Modelo de Haggag *et al.*”, com $\beta_m = 0,4543$, $b_m = -308$ MPa e $\alpha_m = 1,058$ ($D = 1,5$ mm e $F_{m\acute{a}x} = 1200$ N).

Tabela 4.74 – Propriedades mecânicas do aço ABNT 8550, temperado e revenido, na condição “não hidrogenada”, determinadas a partir de ensaios realizados com o *PropInSitu 2* em duas configurações: na bancada e sobre a câmara de hidrogenação.

Propriedade	Bancada	Câmara	Diferença entre as médias (%)
	Média \pm IC (95%)	Média \pm IC (95%)	
H_{ABI}	299 \pm 3	267 \pm 3	-10,7
σ_{YS} (MPa)	828 \pm 8	800 \pm 11	-3,4
σ_{UTS} (MPa)	940 \pm 13	920 \pm 11	-2,1
n	0,059 \pm 0,005	0,063 \pm 0,004	6,8

A princípio, os mesmos valores para as propriedades mecânicas deveriam ter sido obtidos tanto nos ensaios de macroindentação instrumentada realizados em bancada quanto nos ensaios realizados na câmara de hidrogenação, uma vez que: (1) o mesmo material foi utilizado em todos os ensaios (ABNT 8550, temperado e revenido); (2) os corpos de prova foram removidos de barras de lotes diferentes, mas que apresentaram as mesmas durezas (ver Figuras 4.112 e 4.113), descartando diferenças significativas nas propriedades mecânicas entre lotes; (3) as condições de ensaios foram semelhantes: “não hidrogenada”, $D = 1,5$ mm e $F_{m\acute{a}x} = 1200$ N. Porém, como mostrado na última coluna da Tab. 4.74, há diferenças significativas entre as propriedades, o que contradiz a expectativa supracitada.

A Figura 4.123 mostra as curvas “força versus deslocamento” dos ensaios no aço ABNT 8550 realizados com o *PropInSitu 2* nas duas configurações (“bancada” e “sobre a câmara de hidrogenação”). Nota-se que as curvas referentes aos ensaios em bancada estão deslocadas (comprimento médio l) mais para a esquerda, o que justifica os maiores valores de dureza, limite de escoamento e limite de resistência, assim como o menor valor do expoente de encruamento, para esta condição.

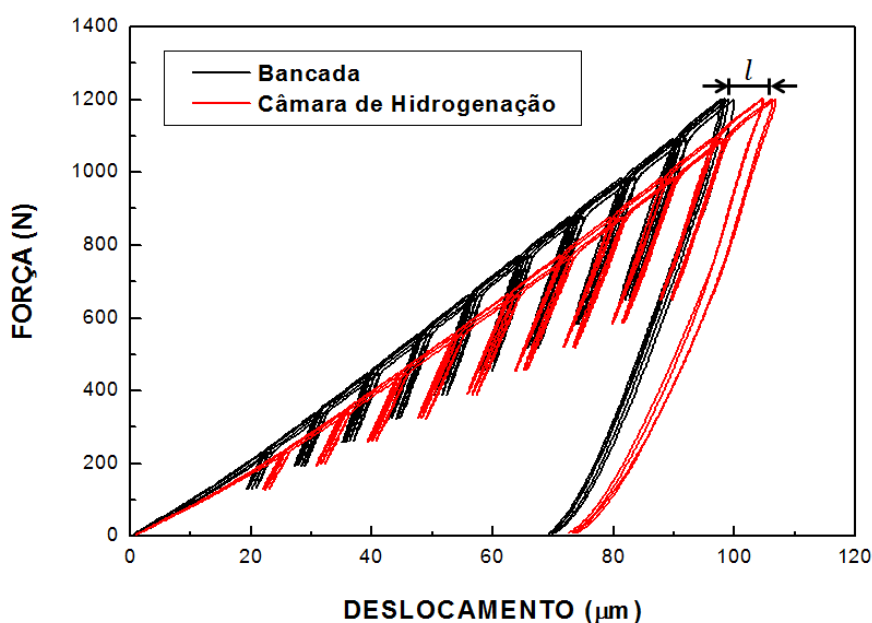


Figura 4.123 – Curvas “força versus deslocamento” dos ensaios realizados no aço ABNT 8550 (temperado e revenido), na condição “não hidrogenada”, com o *PropInSitu 2* nas duas configurações avaliadas: na bancada e sobre a câmara de hidrogenação.

Uma possível explicação para o comportamento das curvas mostradas na Fig. 4.123 é o aumento de complacência do *PropInSitu 2* quando montado sobre a câmara de hidrogenação. O desenho do Apêndice II, o qual mostra o *PropInSitu 2* sobre a câmara de hidrogenação, evidencia que a placa superior da câmara, e não a superfície da amostra (como adotado na configuração de bancada), é utilizada como referência para medição da profundidade de penetração. Consequentemente, o LVDT deve ficar posicionado mais acima no eixo de transmissão do movimento/força ao porta-penetrador, o que justifica a introdução do eixo de extensão na adaptação do equipamento para realização de ensaios de macroindentação na câmara de hidrogenação. A Figura 4.124 mostra as diferenças no posicionamento do LVDT para as configurações de “bancada” e de “adaptação para a câmara de hidrogenação”.

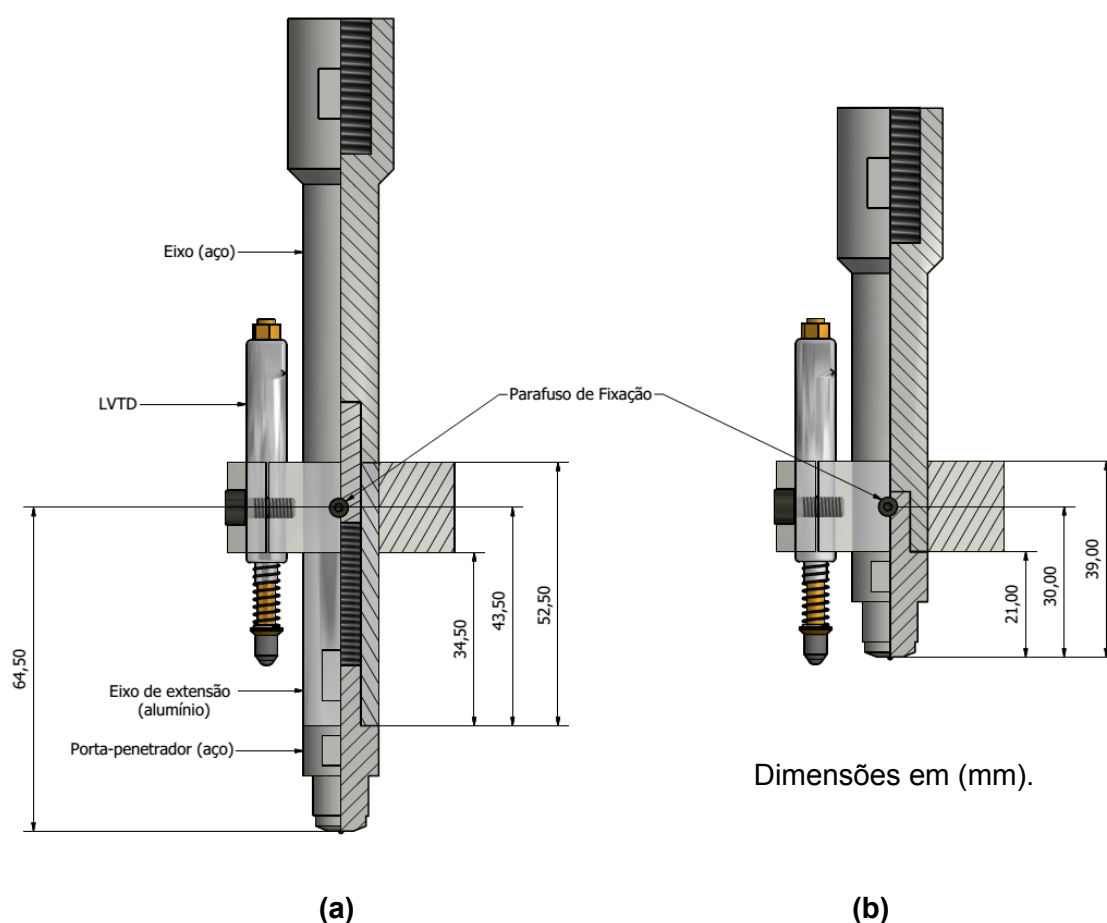


Figura 4.124 – Posicionamento do LVDT no *PropInSitu 2*: (a) configuração para ensaios na câmara de hidrogenação e (b) configuração de bancada. Para melhor compreensão, sugere-se consultar as Figuras 2.11 e 2.12 e o Apêndice II.

Como citado no item 3.3.3, o eixo de extensão (Fig. 4.124a) foi fabricado em alumínio. A escolha deste material foi motivada pela facilidade de usinagem, principalmente em função da necessidade de abertura de rosca interna nas duas extremidades do eixo.

Nas duas configurações mostradas na Fig. 4.124, o deslocamento medido pelo LVDT durante o ensaio de macroindentação corresponde à soma da profundidade real de penetração e da deformação do equipamento. Porém, para uma mesma força de ensaio, a deformação do equipamento (complacência) na configuração (a) será significativamente maior, pelos seguintes motivos que contribuem para a redução da rigidez do sistema:

- A distância entre o ponto de fixação do LVDT ao eixo e a ponta do penetrador é maior na configuração (a) (64,5 mm) do que na (b) (30,0 mm);

- O eixo de extensão, presente na configuração (a), foi fabricado em alumínio, cujo módulo de elasticidade é cerca de 3 vezes menor que o do aço. Ainda, o eixo possui um furo passante ao longo de toda a sua extensão.

Destaca-se que a complacência do equipamento continua existindo mesmo na configuração de bancada (Fig. 4.124b), oriunda, por exemplo, da deformação elástica do penetrador e do porta-penetrador, esta última mais relevante. Karthik *et al.* (2012) determinaram uma complacência de $0,01 \mu\text{m/N}$ para o equipamento de macroindentação instrumentada utilizado em seu trabalho, o que representa um erro na medição da profundidade de penetração, medida pelo LVDT, de $8 \mu\text{m}$ para uma força de 800 N (máxima força usada pelos autores) .

A deformação do eixo de extensão de alumínio foi calculada utilizando um modelo em elementos finitos. A Figura 4.125 mostra a deformação do eixo na direção longitudinal para uma força de compressão de 1200 N , a mesma usada nos ensaios de macroindentação instrumentada no aço ABNT 8550.

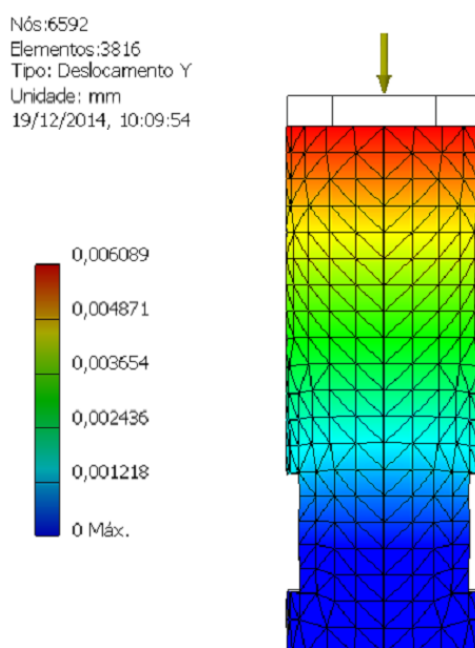


Figura 4.125 – Deformação longitudinal do eixo de extensão fabricado em alumínio. Força de compressão de 1200 N . Deslocamento no eixo Y (longitudinal ao penetrador) em (mm).

A deformação do eixo de alumínio para a força de 1200 N ($\approx 6 \mu\text{m}$) está próxima do deslocamento l mostrado na Fig. 4.123 ($\approx 7 \mu\text{m}$). Isso *sugere* que as diferenças entre as

curvas “força *versus* deslocamento” para as configurações de “bancada” e “adaptação para a câmara de hidrogenação”, mostradas na Fig. 4.123, assim como entre as propriedades mecânicas, mostradas na Tab. 4.74, devem-se principalmente ao aumento de complacência do *PropInSitu 2* quando montado sobre a câmara de hidrogenação.

O “erro de projeto” decorrente da fabricação do eixo de extensão em alumínio não foi percebido no início do trabalho, pois se pensava que a deformação do equipamento de macroindentação instrumentada não afetaria significativamente os resultados, especialmente para carregamentos considerados naquele momento como relativamente pequenos (máximo de 1800 N). Porém, este “erro” foi útil por evidenciar que o projeto do equipamento deve minimizar a complacência, ou esta ser corrigida/compensada, pois seu efeito sobre a curva “força *versus* deslocamento” pode ser importante e afetar significativamente os valores das propriedades mecânicas calculadas.

Por fim, destaca-se que apesar de os resultados mostrados na Tab. 4.73 indicarem que houve fragilização do aço ABNT 8550 (temperado e revenido), para a condição de hidrogenação utilizada, e que o ensaio de macroindentação instrumentada foi capaz de detectá-la, deve-se ter reservas nesta conclusão. Como a aleatorização da sequência dos ensaios não foi possível, ou seja, todos os ensaios na condição “não hidrogenada” foram realizados antes daqueles para a condição “hidrogenada”, é necessário muito cuidado em interpretar e atribuir a diferença entre as médias das propriedades mecânicas nas duas condições exclusivamente ao efeito da fragilização por hidrogênio, pois esta diferença pode ter origem em outros fatores não identificados. Portanto, novos ensaios devem ser realizados a fim de confirmar a viabilidade de uso do ensaio de macroindentação como técnica de detecção da fragilização por hidrogênio de aços.

A seguir estão listadas algumas falhas cometidas no presente trabalho e que devem ser corrigidas em trabalhos futuros:

- Não foi medida a quantidade de hidrogênio difusível presente nas amostras após a exposição ao gás hidrogênio. Essa medição é fundamental para confirmar que as amostras realmente sofreram hidrogenação;
- Nenhum estudo tratando da ocorrência de fragilização por hidrogênio no aço ABNT 8550 foi encontrado na literatura, impossibilitando a verificação/comparação dos resultados obtidos no presente trabalho. O ideal seria ter utilizado um aço, com propriedades mecânicas e microestrutura, que se sabe, através de registros na literatura, que sofre fragilização por hidrogênio;

- A infraestrutura usada para hidrogenação das amostras não possui um sistema de purga com N_2 para remover o ar do interior da câmara, de forma que não foi possível garantir que havia apenas H_2 no interior da câmara durante a realização dos ensaios na condição “hidrogenada”. Segundo Louthan e Swanson (1985) e Barthélémy (2011), o oxigênio (O_2) em mistura com o hidrogênio atua como um “inibidor da fragilização”, pois dificulta a adsorção/absorção de hidrogênio pelo metal. Barthélémy (2011) afirma que o nitrogênio (N_2) em mistura com o hidrogênio não tem efeito sobre a fragilização;
- A condição de hidrogenação (pressão de 13,79 MPa, temperatura ambiente e duração de 480 horas) deve ser melhor avaliada e investigada. Ensaio em condições diferentes devem ser realizados, uma vez que os fatores “pressão”, “temperatura” e “tempo” têm influência importante na fragilização por hidrogênio de aços decorrente da exposição ao gás H_2 (LOUTHAN; SWANSON, 1985; BARTHÉLÉMY, 2011).